

Lívia Rodrigues Lothhammer

**MÉTODO PARA DETERMINAR O CARREGAMENTO EXTERNO
EM DUTOS ENTERRADOS A PARTIR DA MEDIÇÃO DE
TENSÕES COMBINADAS PELA TÉCNICA DE FURO CEGO
INCREMENTAL**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Armando Albertazzi
Gonçalves Jr., Dr. Eng.

Coorientador: Matias Roberto Viotti,
Dr. Ing.

Florianópolis
2016

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do
Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Lothhammer, Livia

MÉTODO PARA DETERMINAR O CARREGAMENTO EXTERNO EM DUTOS ENTERRADOS A PARTIR DA MEDIÇÃO DE TENSÕES COMBINADAS PELA TÉCNICA DE FURO CEGO INCREMENTAL / Livia Lothhammer ; orientador, Armando Albertazzi ; coorientador, Matias Viotti. - Florianópolis, SC, 2016.

172 p.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia Mecânica. 2. Tensões combinadas e tensões residuais. 3. Medição de tensões. 4. Furo cego e interferometria speckle (DSPI) . 5. Tubos enterrados. I. Albertazzi, Armando. II. Viotti, Matias. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Livia Rodrigues Lothhammer Venturini

MÉTODO PARA DETERMINAR O CARREGAMENTO EXTERNO
EM DUTOS ENTERRADOS A PARTIR DA MEDIÇÃO DE
TENSÕES COMBINADAS PELA TÉCNICA DE FURO CEGO
INCREMENTAL

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do Título de
“Doutor em Engenharia Mecânica” e aprovada em sua forma final pelo
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade
Federal de Santa Catarina.

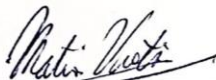
Florianópolis, 04 de agosto de 2016.



Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr. Eng.
Coordenador do Curso

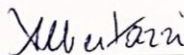


Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr. Eng. – Orientador
Universidade Federal de Santa Catarina

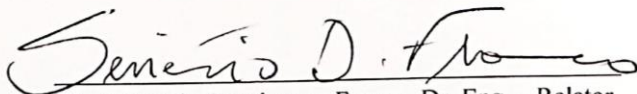


Matias Roberto Viotti, Dr. Ing. – Coorientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Banca Examinadora:



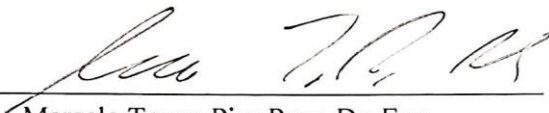
Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr. Eng. – Orientador
Universidade Federal de Santa Catarina



Prof. Sinésio Domingues Franco, Dr. Eng. – Relator
Universidade Federal de Uberlândia



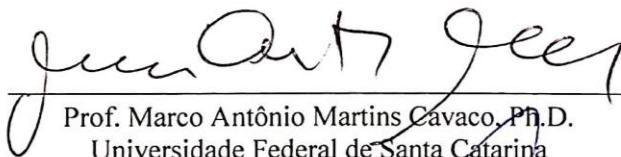
Prof. Thomas Gabriel Rosauro Clarke, Dr. Eng.
Universidade Federal do Rio Grande do Sul



Marcelo Torres Piza Paes, Dr. Eng.
PETROBRAS/CENPES – Centro de Pesquisas e Desenvolvimento



Prof. Hazim Ali Al-Qureshi, Ph.D.
Universidade Federal de Santa Catarina



Prof. Marco Antônio Martins Cavaco, Ph.D.
Universidade Federal de Santa Catarina



Prof. Milton Pereira, Dr. Eng.
Universidade Federal de Santa Catarina

*Dedico este trabalho aos
meus pais, Alfredo e Sirlei,
e, em especial,
ao meu marido Mauricio.*

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de agradecer a Deus por nos dar a vida e, cuja presença se traduz na força que nos mantém persistentes na busca de nossos objetivos.

Agradeço aos meus pais, Alfredo Lothhammer e Sirlei Rodrigues Lothhammer, e ao meu irmão, Frederico Rodrigues Lothhammer, que sempre me dedicam apoio, amor e confiança, estando presentes em todos os momentos da minha vida.

Meu agradecimento especial ao meu marido, Mauricio Cargnelutti Venturini, pelo carinho, paciência e dedicação sem tamanho, além do incentivo constante para a concretização dos meus ideais.

Ao Professor Dr. Eng. Armando Albertazzi pela orientação e confiança depositada em mim para o desenvolvimento desta pesquisa.

Da mesma forma, agradeço ao Dr. Ing. Matias Viotti pela ajuda direta no desenvolvimento deste estudo, pelas contribuições e discussões sobre o assunto, por sua dedicação, amizade e pelos incentivos diários.

Ao Dr. Eng. Celso Veiga e ao Me. Eng. Anderson Pacheco pela disposição em contribuir para o enriquecimento deste trabalho, assim como ao colega Élsio Varela pelo grande auxílio durante os ensaios realizados.

Aos integrantes e ex-integrantes do Laboratório de Metrologia e Automação (LABMETRO): Débora Simioni, Danilo Bonomo, Fábio Silva, Rodrigo Blödorn, Pedro Buschinelli, Bruno Scheidt, Rosana Vieira e demais colegas pela amizade e que, de alguma forma, colaboraram para o desenvolvimento deste projeto.

Aos meus amigos Lidiani Pierri e Aarão Leão Foinquinos pelos inúmeros apoios, conselhos e palavras de motivação.

À Universidade Federal de Santa Catarina, ao curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e a todos os professores que fizeram parte desta jornada, incluindo o Prof. Dr. Jonny Carlos da Silva.

Ao LABMETRO por disponibilizar a infraestrutura e dar suporte necessário para a realização deste trabalho.

À PETROBRAS pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa de estudos.

E, por fim, aos membros da Banca Examinadora pela disponibilidade e contribuições para a melhoria da qualidade deste documento.

Muito obrigada!

RESUMO

A construção de malhas dutoviárias, instrumentos vitais para a economia de muitos países, surgiu da necessidade de transportar, com eficiência, agilidade e segurança, grandes volumes de óleo, gás e derivados. No Brasil, dutos estão normalmente enterrados. A cobertura de terra sobre eles oferece proteção física e mecânica. Todavia, a combinação entre fatores climáticos e geológicos poderia causar instabilidades do solo e, conseqüentemente, adicionar carregamentos significativos ao duto. Tais esforços imprevisíveis poderiam aumentar o risco de falhas em serviço ou mesmo acidentes no trecho enterrado, quando somados às cargas já existentes. Neste estudo, entende-se por tensões combinadas aquelas resultantes da ação simultânea de diferentes carregamentos que atuam no duto, incluindo as tensões residuais geradas na fabricação de tubos. Estas tensões são normalmente ignoradas do conjunto de tensões combinadas devido ao pouco conhecimento disponível sobre elas, bem como por sua difícil medição. No entanto, desprezá-las acaba por comprometer a determinação de alguns parâmetros de interesse, especialmente o carregamento axial atuante no duto em operação. Por isso, o presente estudo visa compreender os mecanismos de formação das tensões residuais na fabricação de tubos e, mais especificamente, mapear a distribuição destas em alguns exemplares selecionados, tipicamente utilizados na indústria de óleo e gás. Para tanto, um dispositivo óptico que combina a técnica do furo cego incremental (especificada na norma ASTM E837-13a) e a técnica de interferometria DSPI foi utilizado como ferramenta de medição dessas tensões. Os resultados experimentais apontam um comportamento equibiaxial entre as tensões residuais longitudinais e circunferenciais, além de perfis de tensões variáveis (na comparação entre as amostras de diferentes processos de fabricação) com predomínio de tensões compressivas na superfície externa dessas amostras. Posteriormente, define-se um conjunto de procedimentos para avaliar o carregamento induzido pelo solo através da medição das tensões combinadas, considerado a presença de tensões residuais.

Palavras-chaves: tensões combinadas, tensões residuais, medição de tensões, fabricação de tubos, furo cego, interferometria *speckle* (DSPI), tubos enterrados.

ABSTRACT

Pipelines are vital instruments for economic activities as well as for the energy matrix of most countries. Their constructions are related to the need to transport large volumes of oil, gas and derivatives with efficiency, flexibility and security. Pipelines are usually buried in Brazil. The ground around the pipeline provides physical and mechanical protection. However, the combination between geological and climatic factors could cause ground instabilities and consequently could apply significant loads to the pipeline. These unpredictable loads could increase the risk of service failures or accidents in the pipeline when combined with existing loads. In this study, combined stresses are understood as those resulting from the action of various loading sources simultaneously acting on the pipeline, including the residual stresses generated in the manufacturing of the pipe. Such stresses are usually ignored from the set of the combined stresses due to the little knowledge available as well as the difficulty for measuring them. However, disregarding residual stresses compromises the determination of some parameters of interest, especially the axial load acting on the pipeline under operation. Therefore, this study aims to understand the generation of residual stresses in the manufacturing of pipes and, more specifically, to map their distribution in some selected pipe samples that are typically used in the oil and gas industry. To this end, an optical portable device combining the hole-drilling technique (specified in ASTM E837-13a) and the interferometry DSPI technique was used as a measurement tool of these stresses. The experimental results have revealed an equibiaxial behavior between the longitudinal and circumferential residual stresses as well as non-uniform stress profiles (in the comparison among the pipes of the different manufacturing processes) with the predominance of compressive residual stresses on external surface of these pipes. Subsequently, this study defines a set of procedures to evaluate the external load induced by the ground throughout the measurement of the combined stresses and the consideration of the presence of residual stresses.

Keywords: combined stresses, residual stresses, stress measurement, pipe manufacturing, hole-drilling, interferometry DSPI, buried pipelines.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Situação de um duto enterrado em uma encosta.	30
Figura 2 – Representação da sobreposição das tensões residuais e das tensões de serviço no corpo do material.	38
Figura 3 – Comparativo entre as principais técnicas de medição de tensões residuais.	41
Figura 4 – Método do furo: Elementos necessários.	42
Figura 5 – Distribuição de tensões (a) uniformes e (b) não uniformes na profundidade de furação.	43
Figura 6 – Interpretação física das perturbações existentes nas paredes de um furo em quatro incrementos de furação.	43
Figura 7 – (a) Imagem do granulado óptico (<i>speckle</i>), resultante da (b) dispersão da luz em uma superfície rugosa.	44
Figura 8 – Dispositivo interferométrico POLAR.	45
Figura 9 – Mapa de diferença de fase para um estado uniaxial de tensão.	46
Figura 10 – Etapas de conformação a frio do processo UOE-SAW.....	51
Figura 11 – Macrografia da solda SAW de um tubo UOE.....	52
Figura 12 – Representação esquemática: Etapas de fabricação de tubos ERW.....	55
Figura 13 – Macrografia da solda ERW.....	57
Figura 14 – Gráfico de contorno: Deformação prevista em um tubo ERW durante as etapas de formação.	59
Figura 15 – Representação esquemática de uma calandra piramidal. ...	60
Figura 16 – (a) Flexão pura aplicada em um tubo. (b) Plano inclinado que representa a distribuição de tensão de flexão em uma seção transversal.....	67
Figura 17 – Deslocamento da linha neutra e conservação da inclinação do plano das tensões de flexão quando combinados a um carregamento axial.	69
Figura 18 – Distribuição da tensão longitudinal na seção transversal de um tubo submetido à flexão e ao carregamento axial.	70
Figura 19 – Representação para o cálculo de S_L utilizando a média aritmética do perfil de tensão de 20 passos.	75
Figura 20 – Representação para o cálculo de S_L mediante a média aritmética do perfil de tensão de 13 passos.	75

Figura 21 – Representação para o cálculo de S_L pela média aritmética do perfil de tensão de 8 passos.....	76
Figura 22 – Percentual de deformação em função da razão profundidade/diâmetro na análise de tensões uniformes.....	79
Figura 23 – (a) Bancada de flexão carregada e detalhes dos módulos de (b) fixação e (c) carregamento.	82
Figura 24 – Detalhes da bancada de flexão e seções de análise.....	83
Figura 25 – Modelo de viga biapoiada com carga central pontual P e elementos para o cálculo do momento fletor numa dada seção S_x	83
Figura 26 – Diagramas de momento fletor e de flexão calculados mediante a leitura dos extensômetros e da célula de carga.	84
Figura 27 – Posição das seções de avaliação em tubos longos.	87
Figura 28 – Posição angular dos pontos de medição na seção de um tubo com costura.	88
Figura 29 – Dispositivo POLAR em operação.....	89
Figura 30 – Medição de tensões na seção S3 do Tubo 8 por meio do dispositivo POLAR.	90
Figura 31 – Posição dos pontos de medição de tensões sob flexão para cada seção de avaliação.....	90
Figura 32 – Distribuição representativa de tensões residuais (pontos individuais de medição) para as amostras tubos com diferentes processos de fabricação.....	94
Figura 33 – Mapas de diferença de fase para o vigésimo passo de furação, referentes às medições de tensões residuais apresentadas anteriormente.	96
Figura 34 – Orientação da imagem interferométrica em relação ao eixo longitudinal e circunferencial do tubo, bem como às tensões medidas.	97
Figura 35 – Distribuição das tensões residuais em torno da seção X7, Tubo 1.	99
Figura 36 – Distribuição das tensões residuais médias: Tubo 1, processo UOE.	101
Figura 37 – Distribuição das tensões residuais medidas em amostras do processo UOE.	104
Figura 38 – Distribuição das tensões residuais medidas em amostras fabricadas por solda ERW.....	105
Figura 39 – Distribuição das tensões residuais em amostras conformadas pelos processos UOE, ERW e por calandras (com costura), além daquela trefilada a frio (sem costura).	107

Figura 40 – Mapas de diferença de fase (para o vigésimo passo) das medições de tensão sob flexão ao longo da seção S3, Tubo 8.	108
Figura 41 – Distribuição das tensões na posição 180°, linha neutra da seção S3 do Tubo 8 sob flexão.	109
Figura 42 – Distribuição da tensão longitudinal em três posições distintas da seção S3 quando em flexão.	110
Figura 43 – Comparativo entre os perfis de tensão circunferencial no Tubo 8, quando com ou sem flexão.	111
Figura 44 – Resultados da Proposta 4 e suas incertezas expandidas no diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão (valores de referência).	113
Figura 45 – Resultado das propostas consideradas razoáveis no diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão.	114
Figura 46 – Resultado das propostas consideradas inválidas no diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão.	115
Figura 47 – Orientação da linha neutra nas três seções segundo a Proposta 4.	116
Figura 48 – Medições comparativas entre as técnicas DSPI e SG no Tubo 4 para as tensões (a) longitudinais e (b) circunferenciais.	119
Figura 49 – Medição de tensão com o método do furo cego. Roseta extensométrica (SG) instrumentada próxima ao furo da medição com DSPI.	120
Figura 50 – Medição de tensões mecânicas em trecho de duto.	122
Figura 51 – Medição de tensões realizada em campo com o dispositivo POLAR.	122
Figura 52 – Roseta extensométrica XY instrumentada na posição angular 0°.	129
Figura 53 – Deslocamento do tubo após o seccionamento (seção S1).	129
Figura 54 – Distribuição das tensões longitudinais (compensadas pela pressão interna) na seção S1, calculadas mediante as diferentes propostas.	130
Figura 55 – Representação gráfica na seção S2 das tensões longitudinais estimadas antes do seccionamento e orientação da linha neutra.	134

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Deformações esperadas nas etapas de conformação UOE. .	54
Tabela 2 – Características nominais das amostras de tubo.	63
Tabela 3 – Propriedades mecânicas dos materiais.	64
Tabela 4 – Coeficientes de ponderação para 20 passos de furação (Proposta 10).	77
Tabela 5 – Coeficientes de ponderação para o intervalo de 13 passos (Proposta 11).	78
Tabela 6 – Coeficientes de ponderação para 8 passos de furação (Proposta 12).	78
Tabela 7 – Coeficientes de ponderação calculados pelo alívio de deformação.	80
Tabela 8 – Valores medidos e suas incertezas para as grandezas de entrada do cálculo do momento fletor.	85
Tabela 9 – Valores de momento fletor e suas incertezas para as oito seções da bancada de flexão.	86
Tabela 10 – Tensão axial na seção S3.	117
Tabela 11 – Resumo dos resultados aplicando a Propostas 4 na seção S2.	124
Tabela 12 – Resumo dos resultados aplicando a Proposta 6 na seção S2.	124
Tabela 13 – Tensões estimadas pelo efeito da pressão interna.	125
Tabela 14 – Resumo dos valores estimados do carregamento externo atuante na seção S2, utilizando a Proposta 4.	128
Tabela 15 – Resumo dos valores estimados do carregamento externo atuante na seção S2, utilizando a Proposta 6.	128
Tabela 16 – Deformação adquirida com SG após o seccionamento do tubo.	130
Tabela 17 – Variação de tensão na seção S2 pelo seccionamento do tubo estimada pelos extensômetros (sem compensar a flexão pelo peso próprio).	131
Tabela 18 – Variação da tensão longitudinal na seção S2 pelo seccionamento do tubo estimada pelos extensômetros e compensando o peso próprio.	132
Tabela 19 – Carregamento externo na seção S2 antes do seccionamento do duto compensando ou não a flexão pelo peso próprio.	132
Tabela 20 – Carregamento externo atuante na seção S2.	133

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BR	Base Rotativa do POLAR
CARD3	Avaliação do <u>C</u> arregamento em <u>D</u> utos a partir das <u>T</u> ensões <u>R</u> esiduais
DSPI	<i>Digital Speckle Pattern Interferometry</i>
EP3	<u>E</u> nvoltória do <u>P</u> erfil de <u>T</u> ensão <u>R</u> esidual
EP3C	<u>E</u> nvoltória do <u>P</u> erfil da <u>T</u> ensão <u>R</u> esidual <u>C</u> ircunferencial
EP3L	<u>E</u> nvoltória do <u>P</u> erfil da <u>T</u> ensão <u>R</u> esidual <u>L</u> ongitudinal
ERW	<i>Electric Resistance Welding</i>
FBE	<i>Fusion Bonded Epoxy</i>
LABMETRO	Laboratório de Metrologia e Automatização
MF	Módulo de Furação do POLAR
MM	Módulo de Medição do POLAR
Mt	Motor do POLAR
NPS	<i>Nominal Pipe Size</i>
PETROBRAS	Petróleo Brasileiro S.A.
P3	<u>P</u> erfil de <u>T</u> ensão <u>R</u> esidual
P3C	<u>P</u> erfil de <u>T</u> ensão <u>R</u> esidual <u>C</u> ircunferencial
P3L	<u>P</u> erfil de <u>T</u> ensão <u>R</u> esidual <u>L</u> ongitudinal
POLAR	Nome do dispositivo portátil interferométrico que mede tensões em coordenadas polares
SG	<i>Strain Gage</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
TH	Teste Hidrostático
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina

UOE	Sigla para as etapas de conformação de um tubo. A chapa metálica é conformada em forma de U, seguida da forma O. A etapa E refere-se à expansão a frio do formato tubular, após a soldagem longitudinal.
ZTA	Zona Termicamente Afetada
3LPE	Polietileno em Tripla Camada
3LPP	Polipropileno em Tripla Camada

LISTA DE SÍMBOLOS

Alfabeto latino:

A	Área da seção transversal
\bar{a}, \bar{b}	Constantes de calibração da norma ASTM E837-13a
$\bar{\mathbf{a}}, \bar{\mathbf{b}}$	Matrizes de coeficientes da norma ASTM E837-13a
\mathbf{c}	Matriz tridiagonal
D	Diâmetro nominal da roseta extensométrica
D_0	Diâmetro do furo
e	Espessura da parede do tubo
E	Módulo de elasticidade
F	Carregamento axial
i	Número de incrementos de furação realizado em uma medição com a técnica do furo cego
I	Momento de inércia da área de uma seção
k	Fator de abrangência
L	Distância entre os pivôs das braçadeiras da bancada de flexão
L_p	Na bancada de flexão, distância entre o ponto de aplicação da carga e o pivô da braçadeira mais afastada da seção de medição
L_x	Na bancada de flexão, distância entre a seção de medição e o pivô da braçadeira mais próxima
M	Momento fletor
M_y	Momento fletor em torno do eixo y
M_{Sx}	Momento fletor na seção Sx
n	Número de medições com a técnica do furo cego realizadas em uma amostra de tubo
p	Pressão de operação do duto
p, q, t	Deformações combinadas

p, q, t	Vetores de deformação combinada
P, Q, T	Tensões combinadas
P, Q, T	Vetores de tensão combinada
P_i, Q_i, T_i	Vetores de tensão combinada a cada incremento de furação
P	Carregamento aplicado ao padrão de flexão
P_{Pond}	Média ponderada para o vetor de tensão combinada P
$Pond_i$	i -ésimo coeficiente de ponderação
$Pond P_i$	i -ésimo coeficiente de ponderação para o vetor de tensão combinada P
$Pond Q_i$ ou T_i	i -ésimo coeficiente de ponderação para o vetor de tensão combinada Q ou T
Q_{Pond}	Média ponderada para o vetor de tensão combinada Q
r, φ	Coordenadas polares do sistema interferométrico
r_0	Raio do furo
R	Raio externo do tubo
Re	Repetitividade
S_C	Tensão circunferencial representativa de uma medição
S_f	Tensão de flexão
S_{flex}	Tensão de flexão máxima
S_L	Tensão longitudinal representativa de uma medição, a qual é utilizada na metodologia que determina o carregamento externo em dutos
S_L^{med}	Tensão longitudinal média de uma seção transversal
S_L^{max}	Tensão longitudinal máxima de uma seção transversal
S_L^{min}	Tensão longitudinal mínima de uma seção transversal
S_x	Seção x de medição no tubo
t	Coeficiente de <i>Student</i> para um nível de confiança e um número de graus de liberdade

u	Incerteza-padrão de uma variável
u_r	Deslocamento na direção radial
U	Incerteza expandida de uma variável calculada, neste estudo, com nível de confiança de 95%
VM	Valor medido de uma grandeza
z	Distância entre o ponto avaliado e a linha neutra

Alfabeto grego:

α_p , α_Q e α_T	Fator de regularização para os vetores de tensão P , Q e T .
β	Ângulo da tensão principal
β_i	i -ésimo coeficiente da distribuição de tensões
ε_x	Deformação medida em S_x
ε_L	Deformação medida na direção longitudinal
ε_C	Deformação medida na direção circunferencial
θ	Ângulo de orientação da seção transversal do tubo
θ_{LN}	Ângulo de orientação da linha neutra
$\theta_{S \max}$	Ângulo de orientação da tensão máxima em uma seção
$\theta_{S \min}$	Ângulo de orientação da tensão mínima em uma seção
ν	Coefficiente de <i>Poisson</i>
ν_{ef}	Número de graus de liberdade efetivos
σ_1	Tensão principal máxima
σ_2	Tensão principal mínima
σ_C	Tensão circunferencial
σ_L	Tensão longitudinal
σ_{Li}	Tensão longitudinal em um incremento de furação

σ_x	Tensão normal na direção x
σ_R	Tensão residual
σ_S	Tensão de serviço
σ_y	Tensão normal na direção y
τ_{xy}	Tensão de cisalhamento no plano xy
τ_{LC}	Tensão de cisalhamento no plano longitudinal e circunferencial

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	29
1.1	Motivação	30
1.2	Objetivos.....	32
1.2.1	Objetivo Geral	32
1.2.2	Objetivos Específicos	32
1.3	Estrutura do Trabalho	33
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	35
2.1	Tensões Combinadas em Dutos Enterrados.....	35
2.2	Tensões Residuais.....	37
2.3	Análise Experimental de Tensões Residuais	39
2.3.1	Método do Furo	42
2.4	Interferometria <i>Speckle</i>	44
2.4.1	Dispositivo Interferométrico para Medir Tensões Residuais.....	45
2.5	Tensões Residuais na Fabricação de Tubos.....	49
2.5.1	Processo de Fabricação UOE-SAW	50
2.5.2	Processo de Fabricação por Solda ERW.....	55
2.5.3	Processo de Fabricação por Calandras	60
2.5.4	Processo sem Costura por Trefilação a Frio	61
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	63
3.1	Amostras de Tubos	63
3.2	Medição de Tensão.....	65
3.3	Metodologia: Determinação do Carregamento Externo em Dutos	66
3.3.1	Propostas para Determinar Tensões Longitudinais Características	72
3.4	Bancada Experimental de Flexão	81
3.4.1	Avaliação da Bancada de Flexão.....	82
4	EXPERIMENTOS.....	87
4.1	Ensaio sem Carregamento.....	87
4.2	Ensaio com Carregamento	89
4.3	Medição com Extensômetros Elétricos	91
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	93

5.1	Ensaaios sem Carregamento: Medição de Tensões Residuais em Amostras de Tubos.....	93
5.1.1	Perfis de Tensão Residual Típicos	103
5.2	Ensaaios com Carregamento: Medição de Tensões sob Flexão .	108
5.2.1	Avaliação das Propostas que Definem a Tensão Longitudinal Característica de uma Medição	112
5.3	Medição Comparativa entre as Técnicas DSPI e SG	118
6	ESTUDO DE CASO	121
6.1	Medição de Tensões Mecânicas em Duto de Transporte	121
6.1.1	Determinação das Tensões Mecânicas	123
6.1.2	Resultado da Medição de Tensões Mecânicas	123
6.1.3	Discriminação das Componentes da Tensão Combinada	125
6.1.4	Resultados do Carregamento Externo	127
6.2	Medição de Deformação após o Seccionamento do Duto	128
6.2.1	Resultado da Medição de Deformação.....	130
7	CONSIDERAÇÕES FINAIS	137
7.1	Conclusões	137
7.2	Sugestões de Trabalhos Futuros	139
	REFERÊNCIAS	141
	APÊNDICE A – Distribuição das tensões residuais em amostras de tubos	145
	APÊNDICE B – Mapas de diferença de fase das medições executadas no tubo sob flexão	153
	APÊNDICE C – Distribuição de tensões nas medições sob flexão	155
	APÊNDICE D – Resultados das propostas avaliadas	157
	APÊNDICE E – Resultados das tensões mecânicas medidas em campo..	161
	APÊNDICE F – Cálculos analíticos	165
	ANEXO A – Derivadas parciais	167
	ANEXO B – Diagrama de momento fletor e distribuição de tensão de flexão a cada incremento de furação.....	169
	ANEXO C – Certificado de calibração da célula de carga	171

1 INTRODUÇÃO

Malhas dutoviárias, largamente utilizadas na indústria de petróleo e gás, constituem instrumentos vitais para as atividades econômicas e industriais, aumentando a eficiência e reduzindo os custos de logística, transporte e de distribuição de seus produtos.

No Brasil, dutos encontram-se normalmente enterrados. A cobertura de terra sobre os mesmos oferece proteção física e mecânica, além de evitar variações bruscas de temperatura e eventuais incidentes, inclusive contra ações de terceiros. Em geral, dutos percorrem áreas adversas como serras, encostas, rios e regiões metropolitanas, ambientes propícios para ocorrências de instabilidades no solo devido a fatores climáticos e geológicos. Deslocamentos de terra podem produzir intensos carregamentos transversais e longitudinais, gerando fortes tensões mecânicas e comprometendo a sua segurança.

Todavia, as tensões às quais o material do duto está submetido vão além da interação solo/duto. Há outras fontes geradoras de tensões que, quando somadas, podem comprometer a integridade estrutural e a perfeita condição operacional do duto.

Desse modo, definem-se tensões combinadas como sendo o estado de tensão proveniente da combinação de diferentes carregamentos sob os quais o duto está submetido. Podem ser citados: (a) pressão do fluido; (b) gradientes térmicos entre solo e duto/fluido em operação; (c) tensões decorrentes da construção e montagem do duto; (d) esforços procedentes do movimento do solo; (e) tensões residuais geradas durante a fabricação do tubo. Sobre essa última, há pouca literatura não só sobre a geração de tensões residuais na fabricação de tubos, como também sobre a influência delas em dutos em operação.

Tubos são elementos básicos para a construção de malhas dutoviárias. Ao serem produzidos, inevitavelmente, são expostos a severos processos de conformação mecânica, soldagem e testes que levam o material além dos limites do escoamento. Consequentemente, existe a deformação plástica não uniforme e o surgimento de tensões residuais.

Essas tensões residuais estão em equilíbrio dentro do material na ausência de forças externas. No entanto, elas podem ser perigosas quando somadas às outras fontes de tensão, podendo comprometer a integridade estrutural do duto. Por isso, a importância em conhecer a real parcela oriunda do processo fabril dentro do universo que envolve as tensões combinadas em malhas dutoviárias.

1.1 Motivação

Dutos enterrados não estão livres de possíveis incidentes, mesmo estando protegidos fisicamente sob a terra. O que é considerado uma proteção, também se torna um problema quando há ocorrências de fortes chuvas e/ou instabilidades geotécnicas. Como consequência, deslocamentos de solo podem comprometer a integridade e a segurança do duto, principalmente quando o trecho estiver em condições adversas, construído em um relevo acidentado e próximo às encostas e margens de rios, conforme ilustra a Figura 1.

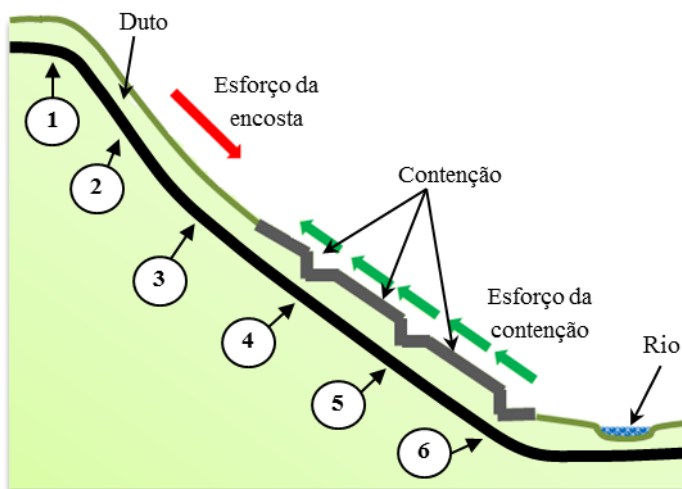


Figura 1 – Situação de um duto enterrado em uma encosta.

Nesta situação, é plausível que o duto seja puxado para baixo pelo terreno (encosta) e que as tensões longitudinais trativas atuem no tubo, principalmente no trecho indicado como 1 (Figura 1). Em casos extremos, obras de contenção (indicadas na imagem) podem ser realizadas para impedir o movimento da encosta e, indiretamente, o avanço do carregamento axial que gera tensões trativas nas seções 1 e 2 e tensões compressivas nas seções 4 a 6. Porém, decisões e ações corretivas devem ser tomadas com base nas avaliações geotécnicas aliadas ao estado de tensões totais que agem na região em risco. O registro dessas tensões ocorre por intermédio de medições *in loco*. Na Figura 1, as indicações 1 a 6 sugerem possíveis seções de análise.

Todavia, mensurar adequadamente o carregamento já presente em um duto não é uma tarefa trivial. A medição de tensões por meio de

extensômetros de resistência (*Strain Gages* – SG) não é viável a menos que seja possível instalar e zerar os extensômetros antes da ocorrência da movimentação no solo. É necessário um caminho que meça, de forma absoluta, a tensão já estabelecida no duto sem a necessidade de uma referência zero. Contudo, tal tarefa não é simples. Isso porque, ao medir o estado de tensões já estabelecido, a resultante será a combinação de uma série de carregamentos que atuam simultaneamente no tubo, inclusive, as tensões residuais de fabricação.

Informações importantes sobre a evolução dos esforços induzidos pelo terreno podem ser obtidas mediante o controle da movimentação do solo utilizando inclinômetros. Ademais, extensômetros de corda vibrante contribuem para o monitoramento da evolução do estado de tensões em dutos, mas, suas informações são relativas. Em outras palavras, somente é possível acompanhar a evolução das tensões tendo o momento de instalação como valor zero de referência (ALBERTAZZI; VIOTTI, 2009) e, com tal conhecimento, não é possível caracterizar adequadamente as tensões combinadas.

Assim, um caminho viável para medir o estado de tensões combinadas já estabelecidas em um duto se faz pela utilização do método do furo cego. Este mede o estado de tensões no material de forma absoluta, ou seja, não necessita de um estado de tensões de referência nulo ou previamente conhecido (ALBERTAZZI; VIOTTI, 2009). Embora seja a tensão absoluta o parâmetro mais interessante para avaliar a integridade de um trecho de duto, não é possível separar as várias componentes de tensão a partir de uma única medição.

Ao avaliar a integridade estrutural de um duto em operação, não é raro que a análise das tensões combinadas desconsidere a presença das tensões residuais. Logo, as respostas encontradas sobre o carregamento induzido pelo solo, possivelmente, não se correspondem com a real situação do trecho avaliado.

As tensões residuais são geradas nos diferentes processos de fabricação e nas etapas de produção de tubos. Porém, pouco é divulgado sobre a distribuição dessas tensões na camada superficial do tubo e como isso afeta seu desempenho em campo.

Manter a integridade estrutural de trechos enterrados sob a ação de deslocamentos do terreno, bem como conhecer o estado de tensões combinadas atuante em dutos, são consideradas preocupações reais. O projeto CARD3, cuja sigla significa “Avaliação do Carregamento em Dutos a partir das Tensões Residuais”, foi o projeto que fomentou o presente estudo. Com início em novembro de 2012, o projeto atuou em cooperação com a empresa Petróleo Brasileiro S.A. (PETROBRAS),

dentro do Programa Tecnológico de Transporte (Protran), e seu prazo de execução foi de 36 meses. Vários objetivos particulares contemplaram o projeto CARD3, sendo um deles o escopo principal desta tese.

Dessa forma, o presente estudo discute caminhos para determinar o carregamento externo em dutos enterrados a partir da medição de tensões combinadas, levando em conta a presença de tensões residuais de fabricação em tubos selecionados. Adota-se o método do furo incremental aliado à interferometria a laser como ferramenta de medição dessas tensões.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo Geral

Definir e validar procedimento para avaliar o carregamento induzido pelo solo em dutos enterrados a partir da medição de tensões combinadas considerando a presença de tensões residuais de fabricação em tubos.

1.2.2 Objetivos Específicos

Sobre a determinação de tensões residuais:

- (a) Mapear e caracterizar a distribuição de tensões residuais de fabricação em tubos selecionados;
- (b) A partir da técnica do furo cego, estabelecer o número de pontos a serem medidos e as posições em que as medições devem ser realizadas a fim de melhorar a confiabilidade dos resultados;
- (c) Avaliar a incerteza associada às medições de tensões residuais;
- (d) Comparar os resultados obtidos com a literatura encontrada;

Sobre a determinação do carregamento externo em dutos:

- (e) Medir o estado de tensão atuante em uma seção transversal em um tubo submetido ao momento fletor, utilizando a bancada experimental desenvolvida por Pacheco (2014);
- (f) Desenvolver e avaliar métodos mais adequados para estimar o momento fletor em dutos a partir de análises feitas na bancada experimental;

- (g) Aplicar os métodos mais adequados em um estudo de caso, considerando a presença das tensões residuais de fabricação na determinação do carregamento externo de dutos.

1.3 Estrutura do Trabalho

O presente estudo está estruturado em sete capítulos de modo a facilitar o entendimento do conteúdo apresentado. Esta tese abrange:

Capítulo 1 – INTRODUÇÃO: Apresenta a pesquisa a partir de uma breve contextualização do assunto. Descreve a motivação do estudo, os objetivos e a estrutura do trabalho.

Capítulo 2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA: Apresenta a fundamentação teórica para o desenvolvimento desta pesquisa. Trata sobre conceitos relacionados às tensões combinadas presentes em dutos enterrados e às tensões residuais na produção de tubos. Ainda descreve a técnica experimental para medir tensões residuais utilizada neste trabalho, bem como alguns tipos de processos de fabricação de tubos, os quais se referem às amostras em estudo.

Capítulo 3 – MATERIAIS E MÉTODOS: O capítulo descreve os materiais em estudo (amostras de tubos) e o procedimento utilizado para medir tensões. Além disso, apresenta a metodologia utilizada na determinação do carregamento externo em dutos enterrados, sendo necessário estimar um valor de tensão longitudinal característico (a cada medição). Para isso, são propostos dezessete métodos distintos (chamados simplesmente de propostas). Por fim, apresenta a descrição de uma bancada experimental de flexão, a qual será utilizada como referência do padrão de tensão e para a validação dessas propostas.

Capítulo 4 – EXPERIMENTOS: O planejamento experimental é apresentado não só para a medição de tensões residuais nos materiais envolvidos (amostras de tubos), mas também para a avaliação das tensões na presença de um carregamento conhecido e aplicado à bancada experimental. O capítulo apresenta ainda o planejamento de uma medição comparativa com o método do furo cego utilizando tanto a interferometria quanto a roseta extensométrica.

Capítulo 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES: Inicialmente, o capítulo apresenta e discute os resultados obtidos nas medições de tensões residuais realizadas nas amostras de tubos. No segundo momento, o capítulo apresenta os resultados das medições de tensão sob

flexão, realizadas no tubo carregamento na bancada experimental. Na sequência, apresenta a discussão sobre os resultados adquiridos por meio de dezessete propostas que determinam a tensão longitudinal característica a cada medição, bem como a aplicabilidade destas na determinação do carregamento externo em dutos. Por fim, a avaliação comparativa com o método do furo cego entre a técnica interferométrica e a extensométrica.

Capítulo 6 – ESTUDO DE CASO: O capítulo apresenta as medições de tensões mecânicas realizadas em campo durante a troca de um trecho de duto. As informações sobre o carregamento externo atuante no duto, estimadas por intermédio de duas boas propostas (apresentadas no capítulo anterior), são confrontadas com as tensões aliviadas pelo seccionamento, estas estimadas pela deformação medida com extensômetros de resistência elétrica após o corte do duto.

Capítulo 7 – CONSIDERAÇÕES FINAIS: Apresenta as conclusões sobre o estudo, assim como algumas recomendações para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O presente capítulo descreve a fundamentação teórica adotada para desenvolver o tema desta pesquisa. Conceitos sobre tensões combinadas e tensões residuais são definidos, bem como discutidos suas origens e importância de estudo. Ainda, nas páginas a seguir, serão apresentados: a análise experimental de tensões residuais com ênfase no método do furo e interferometria eletrônica, além do processo de fabricação e a geração de tensões residuais em tubos para a construção de dutos de petróleo e gás.

2.1 Tensões Combinadas em Dutos Enterrados

Dutos constituem o melhor e mais econômico meio de transporte e distribuição de combustíveis. Estendem-se por vários quilômetros e estão, geralmente, enterrados. Ao serem construídos, os mais variados relevos e solos são transpostos, impondo significativas condições de carregamento que podem ser agravadas na presença de atividades geotécnicas.

Além disso, existem outras fontes de carregamento que agem nas paredes de um duto enterrado, compondo um complexo estado de tensões designadas aqui de tensões combinadas.

Sem considerar os efeitos do envelhecimento e da corrosão, entende-se por tensões combinadas a presença simultânea de diferentes campos de tensão, os quais o duto está submetido. Entre as fontes, podem ser citadas:

- (a) Pressão interna do duto: Esta é calculada durante o projeto da linha dutoviária, sendo fundamental para o dimensionamento da espessura de parede do tubo. Quando em operação, a pressão interna influenciará, principalmente, nas tensões na direção circunferencial do tubo (DONATO, 2007). Ademais, a pressão interna é rigorosamente controlada e, portanto, sempre será um dado conhecido no caso de gasodutos (RODRIGUES, 2007). Já em oleodutos, a pressão é variável em função do perfil topográfico do terreno (CANTO; LOUZADA, 2009), no entanto, seu cálculo pode ser realizado de forma precisa, ao considerar as características do relevo.
- (b) Gradientes térmicos: As variações sazonais de temperatura ambiente, assim como as variações de temperatura do fluido

transportado, fazem com que as diferenças de dilatação térmica entre o duto e o solo induzam a formação de tensões. Estas não são constantes e modificam-se com a mudança de temperatura.

- (c) Construção e montagem do duto: Nesta etapa, tensões longitudinais de flexão elástica podem existir em função da curvatura imposta ao duto, tanto nos procedimentos de montagem e união de tubos, quanto no posicionamento da tubulação dentro da vala. Tal curvatura forçada submete a estrutura a níveis de tensão que se somam aos carregamentos externos, quando o duto estiver em operação (DONATO, 2007). Ademais, para se adequar ao traçado especificado no projeto, alguns tubos são submetidos ao processo de curvamento, o qual gera deformações permanentes e não uniformes no tubo (CANTO; LOUZADA, 2009).
- (d) Movimentação do terreno: Esforços resultantes da interação duto/solo podem causar um estado de flexão no tubo enterrado (ALBERTAZZI; VIOTTI, 2009; CANTO; LOUZADA, 2009; RODRIGUES, 2007). Quando o tubo é forçado a se acomodar no terreno, seja pelo movimento e peso do solo, seja pelo tráfego veicular, uma flexão transversal é introduzida no duto. Um dos resultados é o surgimento de tensões normais tangenciais na parede tubular (conhecidas como circunferenciais) no plano da seção transversal. Essas tensões variam de magnitude e de sinal ao longo do perímetro do tubo (CANTO; LOUZADA, 2009). Adicionalmente, elas somam-se às tensões tangenciais decorrentes da pressão interna. Por isso, a carga externa deve ser limitada para que a tensão circunferencial resultante não ultrapasse a tensão de escoamento do material (CANTO; LOUZADA, 2009; RODRIGUES, 2007). Em casos de deslocamentos de terra, a exemplo da encosta apresentada na Figura 1, o traçado do duto estará parte tracionada quando estiver na região mais alta, parte em compressão quando estiver na base da encosta. Essa movimentação do solo pode gerar não só efeitos relacionados às alterações geométricas do duto (amassamentos, ovalizações, etc.), mas ainda elevadas tensões longitudinais trativas e compressivas. Se, nessa situação, as tensões longitudinais ao longo da seção transversal forem trativas, o caso deve ser encarado como crítico, já que o duto estaria na eminência de uma falha por escoamento (RODRIGUES, 2007). Na abordagem experimental, o controle da movimentação do solo pode ser realizado utilizando inclinômetros ou outros instrumentos geotécnicos. Em dutos, para o monitoramento de longa duração, existem sistemas de controle de tensões

longitudinais, tradicionalmente feitos por intermédio de extensômetros de corda vibrante (DONATO, 2007) ou, mais recentemente, por sensores de fibra-óptica e redes de *Bragg* (PACHECO, 2014). Porém, essas técnicas estimam a evolução das tensões em dutos tendo como referência o momento de sua instalação.

- (e) Tensões residuais: Sua origem é inerente do processo de fabricação, seja de um tubo ou de qualquer outro produto. Ao avaliar o estado de tensões em dutos em operação, as tensões residuais não têm despendido adequada atenção e, algumas vezes, são desconsideradas (RODRIGUES, 2007). Contudo, estudos apontam a necessidade de mensurá-las, já que elas podem influenciar na integridade estrutural do duto (ALBERTAZZI; VIOTTI, 2009; LAW et al., 2006; RODRIGUES, 2007; VIEIRA, 2009; WANG; SARASWAT; MIRZAEI-SISAN, 2013), bem como comprometer a determinação de carregamentos axiais atuantes em um duto enterrado (PACHECO, 2014). Neste estudo, as tensões residuais possuem grande importância e, por isso, elas serão detalhadas no próximo tópico.

A avaliação experimental das tensões combinadas em dutos pode ser realizada por técnicas como a do furo cego (adotada neste estudo) e a difratometria de raios X. Ambas medem o estado absoluto de tensões, ou seja, não necessitam de uma condição de referência nula ou previamente conhecida. Porém, a técnica de difração de raios X possui a ínfima profundidade de medição da ordem de 0,01 a 0,03 mm, além dos riscos de radiação (KUDRYAVTSEV, 2008), enquanto o método do furo cego consegue medir níveis de tensões em maiores profundidades (até 2 mm, segundo a norma ASTM E837-13a (2013)).

2.2 Tensões Residuais

Tensões residuais são definidas como tensões internas em equilíbrio dentro de um material, quando este estiver livre da influência de forças externas ou de gradientes térmicos (KUDRYAVTSEV, 2008; LU, 2005; SCHAJER; RUUD, 2013). Elas estão presentes em praticamente todos os corpos rígidos, sejam eles metálicos ou não.

Segundo Lu (2005), as tensões residuais possuem caráter elástico e superpõem-se às tensões geradas pelas cargas de serviço, como representado na Figura 2. Assim, o campo elástico de tensões residuais

(σ_R) presente no corpo da peça pode somar-se à tensão de serviço (σ_S) resultante, neste caso, de um momento fletor (M). Logo, um novo estado de tensões atuará no corpo desta peça, caracterizada por $\sigma_R + \sigma_S$.

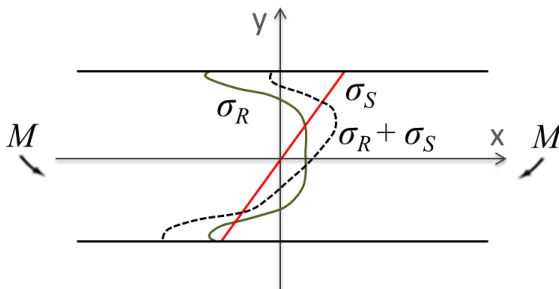


Figura 2 – Representação da sobreposição das tensões residuais e das tensões de serviço no corpo do material. Fonte: adaptado de Lu (2005).

Tensões residuais têm origem nas deformações plásticas não uniformes, bem como no aquecimento e resfriamento não homogêneo do material durante as etapas de produção de um produto (KUDRYAVTSEV, 2008; LU, 2005; SCHAJER; RUUD, 2013). Processos de fabricação como soldagem, usinagem, trefilação e conformação são exemplos de operações que introduzem um novo estado de tensões residuais após suas aplicações. Em geral, o sinal da tensão residual produzida é oposto ao sinal da deformação plástica que a gerou (DIETER, 1981).

Na fabricação de tubos utilizados em linhas de transporte de óleo e gás, o processo de conformação por dobramento é predominante. A transformação de uma chapa plana em formato tubular ocorre por meio de sucessivas etapas de deformação a frio. Tensões residuais significativas são introduzidas dentro do material, o que pode ser visto como uma característica intrínseca favorável ou não, dependendo do seu tipo e magnitude. Por exemplo, tensões residuais trativas na superfície externa do tubo são prejudiciais quando combinadas com outras fontes de tensão, a exemplo da tensão gerada pela pressão interna do fluido em transporte. Esta combinação pode reduzir o desempenho do duto ou mesmo afetar a sua integridade estrutural e contribuir para a falha prematura por fadiga, corrosão sob tensão e até mesmo por fratura (AMIRAT; MOHAMED-CHATEAUNEUF; CHAOUI, 2006; LAW et al., 2006; WANG; SARASWAT; MIRZAEI-SISAN, 2013).

Segundo Schajer e Ruud (2013), o caráter autoequilibrante das tensões residuais pode dificultar sua percepção e, por isso, elas acabam

sendo negligenciadas ou ignoradas durante os projetos de engenharia. Contudo, os mesmos autores afirmam que essas tensões devem ser consideradas da mesma forma como as tensões geradas durante um carregamento externo.

Por isso, nos últimos anos, pesquisas básicas e aplicadas no campo de tensões residuais vêm sendo intensificadas. Há um crescente interesse em conhecer como o estado de tensões residual afeta as propriedades mecânicas de um material. Sabe-se que o colapso de uma estrutura não é devido apenas às cargas externas. Tensões residuais podem estar relacionadas diretamente com a falha (ASTM E837-13a, 2013; LU, 2005), já que elas podem somar-se umas às outras ou, ainda, a outros carregamentos externos. O resultado disso é um valor de tensão elevado, em módulo, da ordem do limite de escoamento do material, o que potencializa o risco de falha do componente (DIETER, 1981; LU, 2005).

Esse comportamento é característico das tensões residuais denominadas Macroscópicas ou Tipo I. Elas atuam fortemente no corpo de um componente, em uma escala maior do que o tamanho de grão do material (KUDRYAVTSEV, 2008). Podem surgir durante as etapas de fabricação do produto a partir de deformações não uniformes e gradientes de temperatura que causam expansão irregular do material (KUDRYAVTSEV, 2008; RODRIGUES, 2007). Assim, essas são as tensões residuais de maior controle na engenharia, as quais são consideradas neste estudo.

Todavia, há outras duas classificações. Tensões residuais Microscópicas ou Tipo II são formadas por heterogeneidade da estrutura cristalina do material. Essas mantêm uma distribuição uniforme no domínio de um grão ou parte de um grão. Surgem na desorientação dos grãos durante as deformações elastoplásticas de um material policristalino (KUDRYAVTSEV, 2008; RODRIGUES, 2007). Por fim, tensões residuais Submicroscópicas ou do Tipo III, estão presentes dentro de um grão, geradas pela presença de defeitos na rede cristalina do material como impurezas, vazios, discordâncias ou falhas de empilhamento (KUDRYAVTSEV, 2008; RODRIGUES, 2007).

2.3 Análise Experimental de Tensões Residuais

Ao longo das últimas décadas, vários métodos quantitativos e qualitativos para medir tensões residuais estiveram em desenvolvimento

a fim de aplicá-los durante o controle de qualidade na produção e processamento de bens.

De modo breve, a Figura 3 apresenta as principais técnicas de medição de tensões residuais, as quais podem ser classificadas em destrutivas, semidestrutivas e não destrutivas.

Técnicas destrutivas são aquelas que geram danos ao componente em análise, a ponto de comprometer sua normal utilização. Baseiam-se na destruição do estado de equilíbrio de tensões dentro do espécime mediante a remoção de material (LU, 2005). Os métodos por deflexão e seccionamento são exemplos disto. O primeiro consiste em estimar as tensões residuais a partir da medição das deflexões de um espécime após sucessivas remoções de material, geralmente feita por usinagem química. Já o segundo, mede as tensões residuais a partir das deformações decorrentes da criação de novas superfícies livres para prover a redistribuição das tensões residuais na região seccionada (RODRIGUES, 2007).

Nas técnicas semidestrutivas, realiza-se uma pequena remoção de material, porém sem comprometer a integridade física e mecânica do componente, nem a sua utilização. A técnica do furo enquadra-se nesta classificação. Ela será detalhada no próximo tópico, uma vez que é a técnica adotada deste estudo.

Por fim, técnicas não destrutivas não acarretam nenhum prejuízo ao material após o processo de medição de tensões residuais. Tal prática baseia-se na relação entre as tensões residuais e os parâmetros físicos ou cristalográficos do material. Enquadram-se nesta classificação os métodos de difração de raios X, difração de nêutrons, técnica de ruído Barkhausen (magnética) e por ultrassom.

Os métodos de difração de raios X e de nêutrons baseiam-se em medir a distância interatômica que está relacionada com a tensão residual do reticulado cristalino de um material policristalino. Contudo, a baixa penetração do primeiro mede tensões residuais apenas nas camadas superficiais do espécime, ao passo que o último consegue atingir profundidade de análise um pouco maior (LU, 2005). A técnica magnética de ruído Barkhausen avalia as tensões residuais de forma qualitativa, pela orientação magnética de materiais ferromagnéticos (RODRIGUES, 2007). Já a técnica de ultrassom tem como princípio a velocidade de propagação de ondas ultrassônicas, o qual varia linearmente com o nível de tensões residuais presente no material em análise (RODRIGUES, 2007).

TÉCNICA	Classificação	Tensão Residual	Vantagens	Desvantagens	Parâmetro Medido	Profundidade da Inspeção	Incerteza (situações normais)
DEFLEXÃO	Destrutiva	Tipo I	Inspeção quantitativa por extensômetros.	Técnica não portátil e destrutiva (sucessivas remoções de material).	Deformação ou deflexão.	(0,1 a 3,0) mm	± 30 MPa
SECCIONAMENTO	Destrutiva	Tipo I	Técnica portátil. Inspeção quantitativa por extensômetros.	Técnica destrutiva. Demorado procedimento para instalação de extensômetros.	Deformação superficial ou deslocamento.	> 1 mm	± 10 MPa
FUERO CEGO	Semidestrutiva	Tipo I	Metodologia normalizada (ASTM E837) e precisa. Unidade de medição portátil.	Técnica semi-invasiva. Demorado procedimento para instalação de extensômetros.	Deformação superficial ou deslocamento.	(0,02 a 2,00) mm	± 20 MPa
RAIOS X	Não Destrutiva	Tipo I, Tipo II, Tipo III	Metodologia normalizada (ASTM E915) e precisa. Unidade de medição portátil.	Medição superficial (pouca profundidade de penetração). Requer proteção contra a radiação.	Mudança na distância interplanar em materiais policristalinos.	< 0,03 mm	± 20 MPa
NÉUTRONS	Não Destrutiva	Tipo I, Tipo II	Maior profundidade de penetração dos nêutrons (maior profundidade de inspeção).	Técnica não portátil e onerosa (alto custo do acelerador de partículas).	Mudança na distância interplanar em materiais policristalinos.	25 mm	± 50 MPa
ULTRASSOM	Não Destrutiva	Tipo I, Tipo II, Tipo III	Velocidade e facilidade de uso. Unidade de medição portátil.	Técnica não aplicável a metais de solda. Sensível a microestrutura do material.	Varição na velocidade de propagação de ondas ultrassônicas.	(1 a 20) mm	10 a 20 MPa
BARKHAUSEN	Não Destrutiva	Tipo I, Tipo II, Tipo III	Velocidade e facilidade de uso. Unidade de medição portátil.	Somente para materiais ferfíticos. Técnica qualitativa. Sensível a microestrutura do material.	Amplitude do ruído de Barkhausen.	(0,1 a 1,0) mm	10 a 20 MPa

Figura 3 – Comparativo entre as principais técnicas de medição de tensões residuais.
Fonte: adaptado de Donato (2007), Kudryavtsev (2008), Rodrigues (2007), Schajer e Ruud (2013).

A escolha do melhor método de medição deve levar em conta o material, o volume, a geometria e o acesso. Modelamentos matemáticos também são capazes de estimativa de tensões residuais, todavia, a validação com resultados experimentais é essencial (PEIXOTO FILHO, 2004).

2.3.1 Método do Furo

Normalizado pela ASTM E837-13a (2013), o método do furo permite determinar o estado de tensões na superfície de um material isotrópico linearmente elástico por meio da execução de um pequeno furo (passante ou cego). Como consequência, a remoção do material gera um alívio de tensões localizado que produz deformações na superfície em torno do furo, as quais são medidas por extensômetros de resistência elétrica do tipo roseta, como mostra a Figura 4 (a). Assim, tal roseta extensométrica mede as deformações ao longo de três direções indicadas pelos extensômetros 1, 2 e 3. No centro dela, um alvo indica o local exato onde deve ocorrer a execução do furo. Para isso, utiliza-se uma furadeira de alta rotação, Figura 4 (b), a fim de evitar a geração de tensões adicionais pelo processo de usinagem.

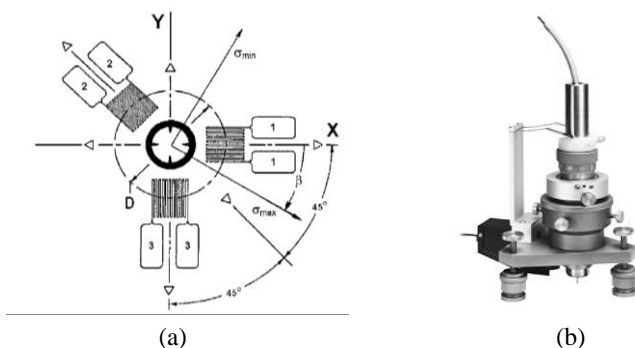


Figura 4 – Método do furo: Elementos necessários.

(a) Configuração especial do conjunto de extensômetros tipo roseta. Fonte: ASTM E837-13a (2013). (b) Dispositivo para a furação. Fonte: Albertazzi e Viotti (2009).

A norma ASTM apresenta duas abordagens quanto à distribuição de tensão na profundidade de medição: (a) uniforme, quando as tensões permanecem constantes, ou (b) não uniforme, quando elas variam significativamente. Na primeira abordagem, o ensaio pode ser executado

em um único incremento de furação ou em mais passos, obtendo um resultado de tensão constante na profundidade, conforme desenho da Figura 5 (a). No segundo caso, Figura 5 (b), o comportamento das tensões não é uniforme na profundidade de medição. Isto é, na execução dos vários incrementos de furação, cada um resultará valores independentes de tensão.

Nesse contexto, a norma estabelece que as medições de tensões sejam uniformes para espécimes finos (espessura muito menor do que o diâmetro do furo). Por outro lado, para peças consideradas grossas (espessura muito maior do que o diâmetro do furo), as tensões podem ser calculadas usando modelos tanto uniformes quanto não uniformes.

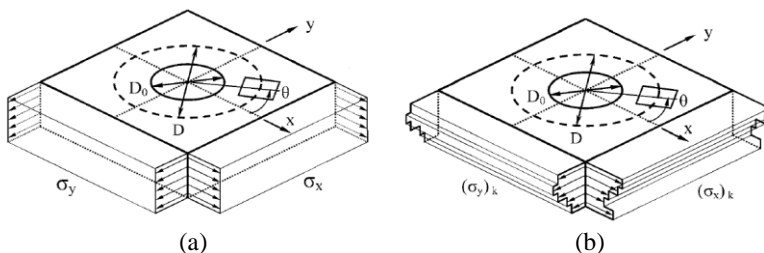


Figura 5 – Distribuição de tensões (a) uniformes e (b) não uniformes na profundidade de furação. Fonte: ASTM E837-13a (2013).

Considerando a hipótese de não uniformidade das tensões, a Figura 6 mostra a influência dos passos ao longo da profundidade. A cada etapa de furação, os registros das deformações anteriores são percebidos, afetando diretamente a nova condição de equilíbrio. Esta é a base para o denominado Método Integral (SCHAJER, 1988).

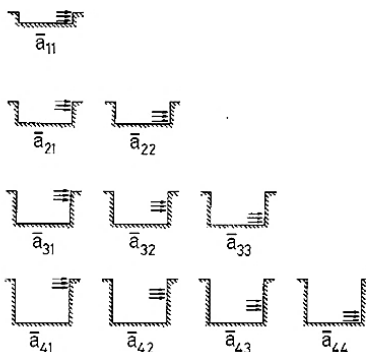


Figura 6 – Interpretação física das perturbações existentes nas paredes de um furo em quatro incrementos de furação. Fonte: ASTM E837-13a (2013).

A norma ASTM E837-13a (2013) descreve todos os procedimentos para calcular as tensões uniforme e não uniformes, bem como suas respectivas constantes de calibração (\bar{a} e \bar{b}). Estas variam a cada incremento de furação e são influenciadas pelo diâmetro do furo e pelos parâmetros dimensionais da roseta extensométrica. As propriedades do material como módulo de elasticidade e coeficiente de *Poisson* também são necessárias para o cálculo das tensões.

Neste trabalho, adotou-se a técnica do furo cego para medir campos de tensão residual não uniforme. Como alternativa aos extensômetros de resistência elétrica, utilizou-se a interferometria *speckle* para a medição de deformação na superfície ao redor do furo, como explicado a seguir.

2.4 Interferometria *Speckle*

Interferometria Digital de Padrões de *Speckle* (*Digital Speckle Pattern Interferometry*, DSPI), também conhecida por Interferometria *Speckle* ou Holografia Eletrônica, é uma técnica óptica utilizada para medir campos de deslocamento, deformações, tensões e vibrações (VIOTTI; ALBERTAZZI, 2014).

Tal método de medição baseia-se no fenômeno do granulado óptico, também denominado *speckle*, Figura 7 (a). O padrão de intensidade, composto por pontos aleatórios claros e escuros, é resultado da distribuição aleatória de luz quando uma fonte coerente incide sobre uma superfície rugosa, como mostra a Figura 7 (b).

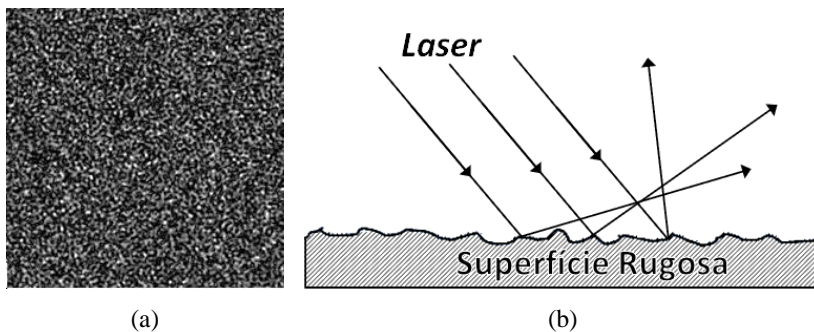


Figura 7 – (a) Imagem do granulado óptico (*speckle*), resultante da (b) dispersão da luz em uma superfície rugosa.

A luz refletida é percebida por um observador, o qual capta a interferência entre os raios provenientes dos diversos pontos da superfície iluminada. Pontos escuros do *speckle* são resultantes da interferência predominantemente destrutiva dos raios e pontos claros, da construtiva. Esse padrão de intensidade luminosa é modificado pelos deslocamentos da superfície, bem como por mudanças na iluminação e na geometria de observação (VIOTTI; ALBERTAZZI, 2014).

Por isso, qualquer variação é facilmente percebida pelo observador, tornando-se viável a substituição de extensômetros de resistência elétrica pela técnica interferométrica durante a execução do furo cego. O DSPI pode ser visto como uma técnica atraente por causa de sua natureza sem contato e sua alta velocidade no processo de medição (VIOTTI; ALBERTAZZI, 2013).

Com base nesse princípio, um dispositivo óptico portátil para medir tensões residuais foi desenvolvido na Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC) e será comentado a seguir.

2.4.1 Dispositivo Interferométrico para Medir Tensões Residuais

A Figura 8 apresenta o POLAR, dispositivo interferométrico portátil para medir tensões residuais, desenvolvido no Laboratório de Metrologia e Automatização (LABMETRO), UFSC.

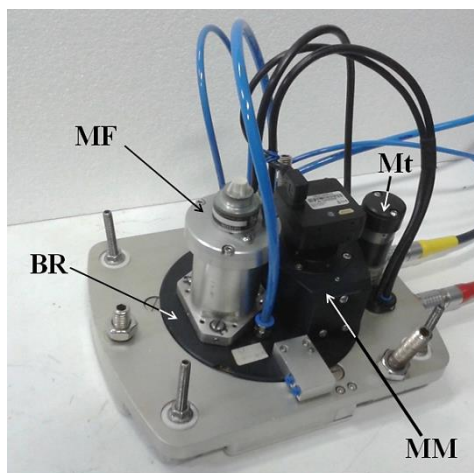


Figura 8 – Dispositivo interferométrico POLAR.

O dispositivo é composto por um módulo de furação (MF), responsável por realizar o furo cego, e um módulo de medição (MM) baseado nos princípios da interferometria *speckle*. Um pequeno motor (Mt) é utilizado para a rotação automática da base rotativa (BR), permitindo o intercâmbio fácil e rápido entre MF e MM a cada passo de furação, sempre garantindo que o eixo do centro do furo coincida com o eixo do sistema de medição.

A descrição da configuração óptica do MM, bem como o desenvolvimento do dispositivo portátil e sua evolução metrológica podem ser encontradas tanto em Viotti e Albertazzi (2013), como em Viotti, Albertazzi e Kapp (2008). O projeto do *layout* óptico e os elementos específicos garantem a dupla iluminação na superfície e a sensibilidade de medição no plano projetado.

A fixação do dispositivo portátil sobre a superfície de medição ocorre por meio de quatro fortes pernas magnéticas ajustáveis e três pés com pontas cônicas afiadas, o que garante robustez e estabilidade ao sistema.

O processo de medição com o DSPI compreende o monitoramento do campo de deslocamentos em torno do furo, em coordenadas polares, diretamente relacionado com as deformações resultantes do alívio de tensões gerado durante as etapas de furação.

Tal campo de deslocamento é calculado a partir da diferença dos mapas de fase. Estes mapas, adquiridos antes e após cada incremento de furação, referem-se às imagens instantâneas do *speckle*, cada qual representando um estado da superfície. Como exemplo, a Figura 9 mostra o aspecto visual de um mapa de diferença de fase para a medição de um estado de tensão uniaxial. As franjas na imagem representam o deslocamento radial observado na superfície da amostra depois da execução do furo.

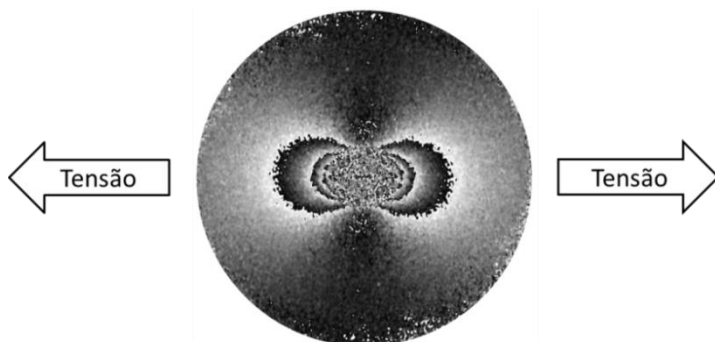


Figura 9 – Mapa de diferença de fase para um estado uniaxial de tensão.

A técnica DSPI detecta variações de deslocamento a partir de 30 nm (ALBERTAZZI; VIOTTI, 2009). Entretanto, de acordo com a norma ASTM E837-13a (2013), tensões são determinadas a partir das deformações radiais ao redor do furo, e não pelos deslocamentos.

A partir dessa realidade, Viotti e Albertazzi (2013) descrevem o procedimento completo para determinar campos de deformação e de tensão a partir da medição de deslocamentos radiais e no plano, utilizando as equações de Kirsch e as orientações da norma ASTM.

Com base nessas manipulações matemáticas, a função para o campo de deslocamento em torno do furo u_r pode ser relacionado com as tensões combinadas (P , Q e T) e com o ângulo da tensão principal β pela expressão:

$$u_r(r, \varphi) = \frac{1+\nu}{E} \frac{r_0^2}{r} P + \frac{1}{E} \left[K_2 \frac{r_0^2}{r} + \frac{K_4}{3} \frac{r_0^4}{r^3} \right] Q \cos(2\beta) \quad (1)$$

$$+ \frac{1}{E} \left[K_2 \frac{r_0^2}{r} + \frac{K_4}{3} \frac{r_0^4}{r^3} \right] T \sin(2\beta)$$

onde r e φ são as coordenadas polares, E e ν referem-se às propriedades do material (módulo de elasticidade e coeficiente de *Poisson*, respectivamente) e r_0 faz referência ao raio do furo. As constantes $K_2 = 3,5317$ e $K_4 = -3,7169$ são constantes ajustadas e propostas por Viotti e Albertazzi (2013).

As tensões combinadas P , Q e T são definidas a seguir, onde σ_1 e σ_2 são as tensões principais:

$$P = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}$$

$$Q = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos(2\beta) \quad (2)$$

$$T = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \sin(2\beta)$$

Valendo-se de um ajuste utilizando o método dos mínimos quadrados na Eq. 1, um conjunto de tensões P , Q e T pode ser determinado a partir do campo de deslocamento medido a cada

incremento de medição. Assim, um conjunto de i^1 deformações combinadas (p , q e t), pode ser calculado usando a seguinte relação:

$$\begin{aligned} p &= -\frac{1+\nu}{E} \left(\frac{2r_0}{D} \right)^2 P \\ q &= -\frac{1}{E} \left(K_2 \left(\frac{2r_0}{D} \right)^2 + K_4 \left(\frac{2r_0}{D} \right)^4 \right) Q \\ t &= -\frac{1}{E} \left(K_2 \left(\frac{2r_0}{D} \right)^2 + K_4 \left(\frac{2r_0}{D} \right)^4 \right) T \end{aligned} \quad (3)$$

Logo, as deformações e tensões combinadas são calculadas a partir dos mapas de diferença de fase. Porém, nesse caso, a tensão apresentada em cada incremento é uniforme.

A fim de se obter tensões combinadas para perfis não uniformes, a metodologia integral, proposta na norma ASTM, deve ser utilizada. Como consequência, os vetores de deformação combinada (\mathbf{p} , \mathbf{q} e \mathbf{t}), obtidos a partir da Eq. 3, são usados para determinar cada vetor de tensão combinada (\mathbf{P} , \mathbf{Q} , \mathbf{T}) da seguinte maneira:

$$\begin{aligned} \left(\bar{\mathbf{a}}^T \bar{\mathbf{a}} + \alpha_p \mathbf{c}^T \mathbf{c} \right) \mathbf{P} &= \frac{E}{1+\nu} \bar{\mathbf{a}}^T \mathbf{p} \\ \left(\bar{\mathbf{b}}^T \bar{\mathbf{b}} + \alpha_q \mathbf{c}^T \mathbf{c} \right) \mathbf{Q} &= E \bar{\mathbf{b}}^T \mathbf{q} \\ \left(\bar{\mathbf{b}}^T \bar{\mathbf{b}} + \alpha_t \mathbf{c}^T \mathbf{c} \right) \mathbf{T} &= E \bar{\mathbf{b}}^T \mathbf{t} \end{aligned} \quad (4)$$

onde $\bar{\mathbf{a}}$ e $\bar{\mathbf{b}}$ correspondem às matrizes de coeficientes listados na norma ASTM. A matriz \mathbf{c} é um operador que atua sobre a curvatura da solução a fim de evitar ruídos na solução de tensão. Por sua vez, os fatores de α_p , α_q e α_t controlam a intensidade de regularização usada na solução. Neste trabalho, os fatores de regularização adotados foram iguais a 10^{-4} , os quais correspondem à adequada convergência entre o ruído no cálculo das tensões e a distorção nos resultados de tensão, como esclarece Schajer (2007).

¹ Número de incrementos de furação realizados em uma medição com a técnica do furo cego. Neste estudo, adotaram-se 20 incrementos que resultam 20 deformações combinadas.

Na solução da Eq. 4, obtêm-se os três vetores \mathbf{P} , \mathbf{Q} , \mathbf{T} com as magnitudes de P , Q e T para cada profundidade de furação. Consequentemente, as tensões principais (σ_1 e σ_2) e a sua direção β podem ser calculadas como:

$$\begin{aligned}\sigma_1, \sigma_2 &= \mathbf{P} \pm \sqrt{\mathbf{Q}^2 + \mathbf{T}^2} \\ \beta &= \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{-\mathbf{T}}{-\mathbf{Q}}\right)\end{aligned}\quad (5)$$

Da mesma forma, as tensões cartesianas (σ_x e σ_y) e a tensão de cisalhamento no plano xy (τ_{xy}) também podem ser estimadas:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \mathbf{P} - \mathbf{Q} \\ \sigma_y &= \mathbf{P} + \mathbf{Q} \\ \tau_{xy} &= \mathbf{T}\end{aligned}\quad (6)$$

O dispositivo POLAR mede tensões residuais no material pelo método do furo cego, quando na ausência de cargas externas. Na presença de outras formas de carregamento, o resultado será um valor de tensões combinadas, isto é, o somatório de todas as componentes de tensão que agem no elemento medido. Segundo Viotti, Albertazzi e Kapp (2008), o dispositivo DSPI possui incerteza típica de 7% na medição do campo de tensões em condições não adversas.

2.5 Tensões Residuais na Fabricação de Tubos

Como já mencionado, a geração de tensões residuais é inerente dos processos de fabricação, não sendo diferente para a produção de tubos.

A elevada deformação plástica não uniforme imposta a uma chapa de aço com o propósito de transformá-la em formato circular, inevitavelmente, gera consideráveis níveis de tensão residual dentro do material.

Segundo Albertazzi e Viotti (2009), no processo de conformação a frio de um tubo, as paredes escoam de forma não uniforme em algumas camadas de sua espessura. Ao cessar a força aplicada, o material tende a retornar à geometria inicial. A presença de regiões escoadas impede o retorno total da chapa, gerando distorções

geométricas permanentes, acompanhadas de certas distribuições não uniformes de tensões residuais na espessura do metal.

Autores como Albertazzi e Viotti (2009), Law et al. (2006), Rodrigues (2007), Wang, Saraswat e Mirzaee-Sisan (2013), além de Vieira (2009), julgam importante conhecer a distribuição de tensão residual em um duto, uma vez que elas podem somar-se às cargas externas e comprometer a integridade estrutural do duto.

Porém, há poucos trabalhos que estão focados na avaliação experimental de tensões residuais geradas durante a fabricação de tubos que, por vezes, ainda trazem informações contraditórias. Fica evidente que o assunto ainda é pouco explorado e necessita de maior estudo.

Além do mais, é frequente encontrar referências preocupadas apenas em caracterizar a deformação plástica durante o processo de fabricação de tubos. Por exemplo, em Herynk et al. (2007) e Raffo et al. (2007), modelos numéricos e simulações das etapas de conformação tipo UOE são apresentados a fim de avaliar o comportamento estrutural de um tubo em situação de colapso pela pressão externa. Já Deng et al. (2010) não utiliza simulação, mas um procedimento de imagem trigonométrica para estimar as deformações durante as etapas de fabricação de tubos por solda ERW (*Electric Resistance Welding*).

As etapas de conformação UOE e o dobramento contínuo por solda ERW são dois dos quatro processos de fabricação comentados a seguir, sendo esses referentes aos tubos envolvidos neste estudo.

Vale lembrar que muitos tubos utilizados na indústria de óleo e gás podem ser revestidos, etapa esta posterior a da conformação mecânica. O revestimento aplicado sobre a superfície externa de tubos de aço visa conferir proteção anticorrosiva e mecânica. No entanto, poucas informações relevantes foram encontradas sobre os procedimentos necessários para a aplicação do revestimento, seja na literatura, seja em contatos com fabricantes. Apenas soube-se que o tubo precisa ser limpo e aquecido. Tampouco foi obtido sobre os procedimentos de limpeza, possivelmente realizado por jateamento (que introduz tensões residuais), bem como sobre a temperatura de aquecimento e se esta faz referência a algum tratamento térmico superficial que possa influenciar na geração de tensões residuais.

2.5.1 Processo de Fabricação UOE-SAW

O processo de conformação UOE (sigla correspondente às três últimas etapas de conformação a frio) produz tubos com costura

longitudinal a arco submerso (*Submerged Arc Welding, SAW*) a partir de uma chapa plana.

Essa chapa é obtida por operações de laminação, as quais aumentam o comprimento da placa, associado com a direção longitudinal do tubo, à medida que a espessura é reduzida. Já a largura, relacionada com a direção circunferencial, é mantida praticamente constante durante o processo de laminação. Por estas razões, a direção longitudinal da placa pode ter maiores variações nas propriedades mecânicas, já que elevadas deformações plásticas ocorrem nesta direção (KYRIAKIDES; CORONA, 2007).

Segundo informações de um fabricante (TENARIS, 2012), tubos UOE podem ser produzidos com diâmetros externos entre 12¾ e 48 polegadas (323,9 a 1219,2 mm) e espessura de parede entre 0,250 e 1,575 polegadas (6,4 a 40 mm).

Esses tubos são amplamente utilizados na indústria de óleo de gás, tanto em construções de linhas de transporte situadas em terra, quanto em alto mar (KYRIAKIDES; CORONA, 2007).

A Figura 10 apresenta as quatro etapas de conformação a frio que configuram a produção de tubos UOE-SAW.

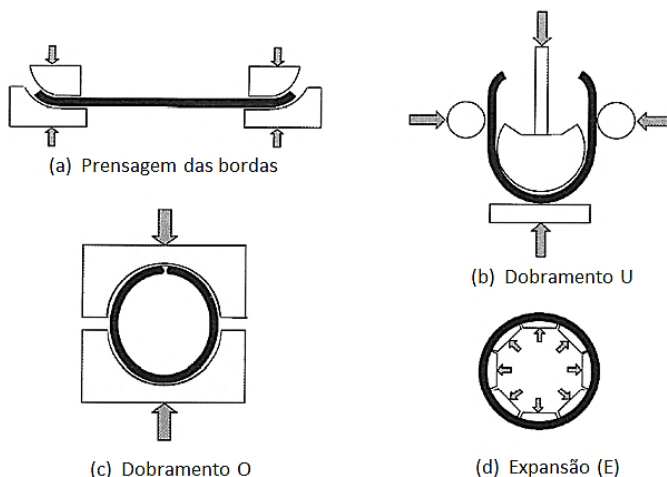


Figura 10 – Etapas de conformação a frio do processo UOE-SAW.

Fonte: Vieira (2009).

A seguir, comenta-se brevemente sobre cada etapa de fabricação dos tubos UOE:

- **Dobramento das bordas**, Figura 10 (a): Primeira etapa de conformação. As extremidades laterais da chapa são prensadas para

facilitar a deformação nas etapas seguintes (KYRIAKIDES; CORONA, 2007; VIEIRA, 2009).

- **Dobramento U**, Figura 10 (b): A chapa segue para o dobramento em forma de U, onde um punção desse formato move-se para baixo e curva o comprimento da chapa por dobramento em três pontos. O punção mantém-se nessa posição enquanto os roletes laterais são movidos para dentro, buscando eliminar o retorno elástico da dobra (KYRIAKIDES; CORONA, 2007; VIEIRA, 2009). Nessa etapa, a face interna da chapa sofre deformação em compressão, à medida que a face externa é alongada (KOSTRYZHEV, 2009).
- **Dobramento O**, Figura 10 (c): A chapa em forma de U segue para a conformação em O, a qual é submetida a um esforço de fechamento por meio de duas matrizes semicirculares até obter o formato tubular. Nessa operação, utiliza-se lubrificante para reduzir o atrito durante a conformação (KYRIAKIDES; CORONA, 2007; VIEIRA, 2009). Uma vez que o tubo é formado, uma pressão extra de fechamento é aplicada pelas matrizes, conferindo às faces externa e interna do tubo uma forte deformação plástica compressiva (KOSTRYZHEV, 2009).
- **Solda tipo SAW**: Em seguida, uma limpeza a seco é realizada no tubo, em preparação à solda longitudinal SAW. O tubo passa por uma série de rolos de pressão para assegurar o alinhamento das duas extremidades. Inicialmente, a solda interna é realizada para, posteriormente, a solda externa ser executada (KYRIAKIDES; CORONA, 2007; VIEIRA, 2009). A Figura 11 mostra a macrografia dos cordões de solda SAW de um tubo UOE de 30 polegadas de diâmetro e espessura de parede igual a 40 mm (ataque químico não mencionado na referência). Observa-se que a ZTA é pequena diante da espessura do cordão de solda.

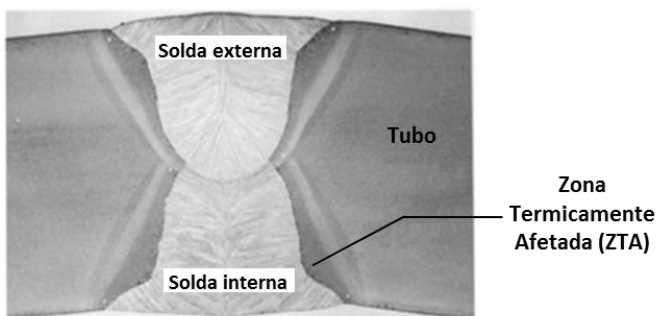


Figura 11 – Macrografia da solda SAW de um tubo UOE.

Fonte: adaptado de Kyriakides e Corona (2007).

- **Expansão**, Figura 10 (d): Finalmente, o tubo segue para a expansão a frio. Um mandril especial sob acionamento hidráulico, composto por vários segmentos circunferenciais, expande radialmente o tubo enquanto um lubrificante é aplicado simultaneamente. O mandril movimenta-se ao longo do tubo por etapas, sempre realizando a operação com alguma sobreposição entre a região já expandida e a que vai ser expandida. Esse procedimento promove a circularidade, melhora a retilidade do tubo e ajusta o diâmetro desejado dentro das tolerâncias. O tubo é tipicamente expandido 0,8 - 1,3% a partir do seu diâmetro inicial (KYRIAKIDES; CORONA, 2007; VIEIRA, 2009). A força trativa aplicada no tubo, de dentro para fora, atua alongando a superfície interna e externa (KOSTRYZHEV, 2009). A expansão melhora a resistência à tração na direção circunferencial do tubo, mas diminui a resistência à compressão, devido à resposta da curva tensão-deformação associada com o efeito Bauschinger (KYRIAKIDES; CORONA, 2007).
- **Teste Hidrostático (TH)**: Concluída as etapas de conformação a frio, o tubo é submetido ao TH. O objetivo é avaliar se o tubo produzido suporta os níveis especificados de pressão interna, sem que haja vazamento ou ruptura. O teste consiste em encher o tubo com água, pressurizar, manter sob pressão de teste por tempo determinado, despressurizar e esvaziar o tubo, conforme exigências da norma de fabricação API 5L (2012). De acordo com Vieira (2009), a pressão de teste provoca uma tensão circunferencial de 60% a 90% da resistência mínima ao escoamento especificada para o tubo. Segundo Pereira Filho (2004), considerando o TH em vasos de pressão, a maior parte da estrutura estará submetida a uma tensão de teste real inferior ao da tensão de escoamento. Entretanto, a presença de descontinuidades localizadas resultará escoamentos localizados e pequenas distorções. Essas observações podem ser consideradas na avaliação de tubos, visto que, nessa situação, o TH simula um vaso de pressão. O mesmo autor ainda relata que a aplicação do primeiro TH após a fabricação causa um rearranjo das tensões residuais pela ocorrência de pequenos escoamentos localizados. Tais regiões ficarão sujeitas a tensões residuais compressivas após o descarregamento. Dessa forma, outra importante finalidade do TH é o alívio geral de tensões da estrutura.

Após o TH, procedimentos de controle de qualidade como inspeção por ultrassom, radiografia e dimensional são realizados no tubo antes da identificação e pesagem, que finalizam o processo de produção.

Tubos UOE não sofrem qualquer tratamento de alívio de tensão ao final do processo produtivo (RODRIGUES, 2007).

Segundo Vieira (2009) e Kostryzhev (2009), o trabalho a frio que os tubos UOE são submetidos, introduz mudanças no comportamento tensão-deformação, principalmente na direção circunferencial, o que gera tensões residuais no corpo do tubo.

Do mesmo modo, Rodrigues (2007) afirma que as etapas de dobramento de uma chapa no processo UOE provocam maiores variações de tensões residuais ao longo da espessura na direção circunferencial do que na direção longitudinal. O mesmo autor mediu tensões residuais com a técnica do furo cego (com o modelo de tensões uniformes) na superfície externa de tubos UOE e encontrou, por vezes, níveis de tensão da ordem do limite de escoamento do material.

Em contrapartida, Albertazzi e Viotti (2009) encontraram tensões residuais longitudinais compressivas na superfície externa do tubo, com base em medições utilizando o modelo de tensões não uniforme e a técnica do furo cego combinado com interferometria a laser. Assim, tensões residuais trativas atuam ao longo da espessura de parede do tubo, preservando o equilíbrio dessas tensões.

Uma análise das deformações plásticas esperadas em cada etapa do processo UOE pode ser vista na Tabela 1, conforme estudo apresentado por Kostryzhev (2009).

Tabela 1 – Deformações esperadas nas etapas de conformação UOE. Deformações trativas (T) e compressivas (C).

Etapas de Produção UOE	Superfície Interna		Superfície Externa	
	Oposta à solda	Borda da placa	Oposta à solda	Borda da placa
Chapa plana (sem deformação)	C	C	C	C
U	C	-	T	-
O (início da conformação)	T	C	C	T
O (pressão de fechamento)	C	C	C	C
E	T	T	T	T

Fonte: adaptado de Kostryzhev (2009).

Ao observar o processo de expansão a frio, todas as regiões do tubo sofrem deformações trativas no último estágio de conformação. Ao considerar que o sinal da tensão residual produzida é oposto ao sinal da

deformação plástica que a gerou (DIETER, 1981), é aceitável que tensões residuais compressivas sejam esperadas em ambas as superfícies, após a conclusão desta etapa. Além disso, o TH também contribui para a geração de tensões compressivas (PEREIRA FILHO, 2004).

Porém, é evidente a existência de deformações reversas ao longo da conformação de tubos UOE. Segundo alguns autores, tais mudanças na direção de deformação (fenômeno denominado Bauschinger, próprio de metais policristalinos) podem influenciar na resistência do material, já que a tensão de escoamento na deformação reversa sempre será menor (DIETER, 1981; KOSTRYZHEV, 2009; VIEIRA, 2009). No entanto, não se conhece a intensidade dessa influência a cada etapa produtiva, tampouco seu resultado final.

2.5.2 Processo de Fabricação por Solda ERW

Tubos produzidos por solda de resistência elétrica ERW (*Electric Resistance Welding*) possuem menores diâmetros e espessuras, mas com aço de alta resistência (DENG et al., 2010).

Normalmente, esses tubos são aplicados em dutos terrestres da indústria de petróleo e gás (KYRIAKIDES; CORONA, 2007). Podem ter diâmetros externos entre 5½ e 20 polegadas (139,7 a 508,0 mm) e espessura de parede entre 0,188 e 0,575 polegadas (4,8 a 14,6 mm), conforme manual de um fabricante (TENARIS, 2012).

A representação esquemática do processo de conformação de tubos por solda ERW pode ser vista na Figura 12.

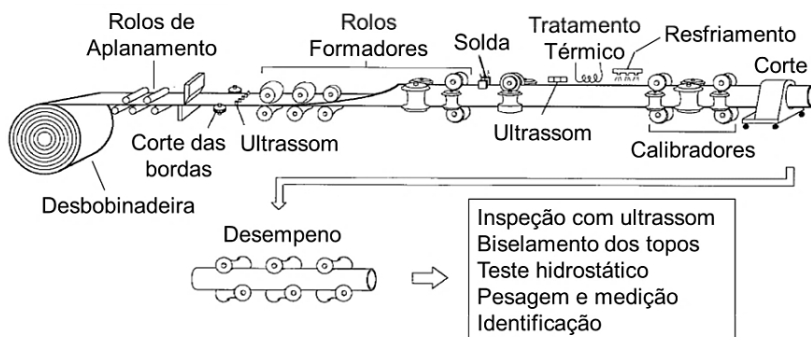


Figura 12 – Representação esquemática: Etapas de fabricação de tubos ERW.

Fonte: adaptado de Kyriakides e Corona (2007).

Esse processo produtivo abrange uma linha de formação contínua de soldagem longitudinal por resistência elétrica a partir de uma bobina laminada.

O processo inicia com o desbobinamento da tira que é, então, planificada a frio por rolos de aplanamento. Nessa etapa, tensões residuais na direção longitudinal são geradas. Segundo Law et al. (2006), isto se deve não só às operações de laminação controlada, mas também às deformações plásticas que ocorrem nas superfícies da tira durante as etapas de enrolar e desenrolar a bobina.

Em outras palavras, ao sair da laminação controlada, o aço é enrolado em forma de bobina. Esse processo comprime a face interna da tira e gera tensões trativas, ao passo que traciona a face externa e gera tensões compressivas. O tubo é formado a partir do desenrolar de uma bobina, sendo que a face interna da tira passa a ser a face externa do tubo. Entretanto, a etapa de desbobinamento favorece a deformação contrária no aço: a face interna da tira (superfície externa do tubo) é tracionada, gerando tensões residuais compressivas, enquanto a face externa (superfície interna do tubo) é comprimida, dando origem às tensões residuais trativas (LAW et al., 2006).

Com a tira aplanada, bordas laterais são aparadas por intermédio de tesouras circulares duplas que ajustam a largura da tira e preparam os topos laterais para a futura soldagem.

A tira é dobrada progressivamente por meio de rolos formadores, até atingir o formato tubular. Antes do fechamento completo, o tubo passa por uma bobina de indução. A corrente elétrica passa através dos topos laterais da tira no momento em que estes se tocam, ao final do fechamento do tubo. Assim, o calor gerado provoca a fusão localizada e a pressão de fechamento, imposta pelos roletes, faz com que as extremidades laterais se unam, produzindo a costura longitudinal, sem qualquer metal de adição (DIAN, 2012; VIEIRA, 2009). O excesso de metal fundido é expulso para dentro e para fora do tudo, conforme exhibe a Figura 13 (a). Basicamente, o material sobressalente é constituído de óxidos e é totalmente removido na etapa seguinte (usinagem) (DIAN, 2012). Logo após, a região soldada é inspecionada por ultrassom para identificar possíveis defeitos.

Ainda sobre a Figura 13 (a), a macrografia da amostra de solda ERW foi revelada após imersão durante 3 minutos no ataque químico Saspanansa (1,5 g de ácido pícrico, 100 ml de água e 1 ml de detergente líquido), aquecido à 65 °C (DIAN, 2012). Nessa imagem, nota-se a ZTA em forma de “relógio de areia” e, no centro desta, a linha de solda.

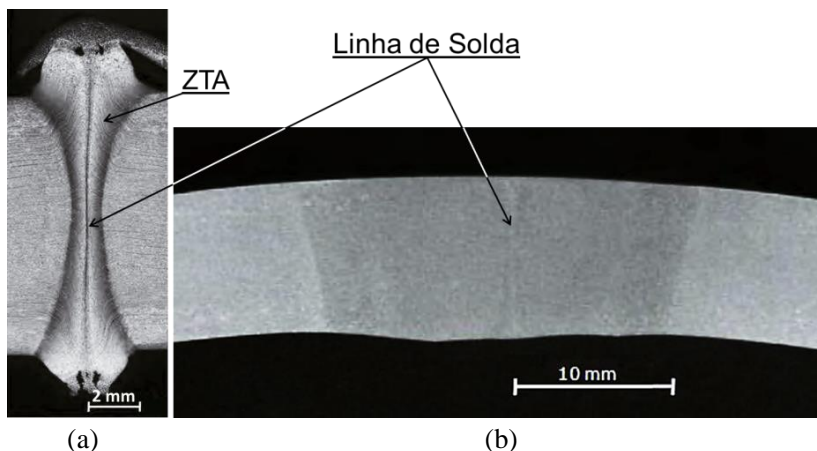


Figura 13 – Macrografia da solda ERW.

(a) como soldado e (b) após tratamento térmico. Fonte: adaptado de Dian (2012).

Segundo Vieira (2009) e Dian (2012), a alta taxa de calor durante a soldagem ERW gera grãos grosseiros nessa região. Por isso, após esta etapa, o tratamento térmico de normalização é aplicado na junta longitudinal. Dian (2012) explica que fornos de indução realizam o aquecimento localizado na costura a fim de austenitizar a região. Feixes de água são aplicados sobre a solda quando esta apresentar temperatura abaixo de 600°C, com o propósito de reduzir a temperatura até a temperatura ambiente. Para Kyriakides e Corona (2007), o tratamento térmico, se cuidadosamente ajustado, pode produzir propriedades praticamente homogêneas na solda e no corpo do tubo. Já para Rodrigues (2007), o tratamento térmico gera o alívio de tensões residuais na junta soldada.

O resultado final da macrografia da solda ERW pode ser vista na Figura 13 (b). O ataque químico com Nital 3% revela uma linha bem fina, referente à união dos topos laterais (linha de solda). Nota-se também uma região escura no centro da amostra que é consequência do tratamento térmico de normalização. Esta região apresenta forma de funil, tendo dimensão maior na superfície externa, já que é nela que atua o aquecimento por indução. Além disso, o tratamento térmico apresenta uma extensão tal que abrange toda a ZTA (DIAN, 2012).

Ainda na sequência produtiva, o tubo passa através de uma série de rolos calibradores que executam uma leve conformação a frio (compressiva) para melhorar a retilidade do tubo, bem como a

circularidade do diâmetro final (KYRIAKIDES; CORONA, 2007; VIEIRA, 2009). Desse modo, é possível considerar que tensões residuais tratativas longitudinais (devido à correção da retilineidade) e circunferenciais (pelo ajuste da circularidade) são geradas no tubo na passagem pelos rolos calibradores.

Ao se aproximar das etapas finais do processo ERW, o tubo é cortado no comprimento desejado. Para corrigir possíveis empenamentos, o tubo passa ainda por rolos de desempenho, os quais, em rotação, fazem o tubo girar e se deslocar longitudinalmente. Logo, caso necessário, mais deformações compressivas a frio são aplicadas ao tubo.

Por fim, o tubo passa pela inspeção com ultrassom, biselamento dos topos e teste hidrostático (TH), tal como ocorre nos tubos UOE. Ainda, após a pesagem, medição e identificação, o tubo está pronto para ser comercializado.

Vieira (2009) afirma que as etapas de conformação a frio na fabricação de tubos ERW, iniciando pelo desbobinamento da tira, provocam tensões residuais elevadas no corpo do tubo acabado, em particular, tensões longitudinais. Em contrapartida, Law et al. (2006) afirmam que as tensões circunferenciais são fortemente afetadas durante o dobramento da tira ao tornar-se circular, ao passo que as tensões longitudinais são afetadas, em maior magnitude, nas etapas de desbobinamento e aplanamento da tira (etapas iniciais do processo de conformação).

Segundo Deng et al. (2010), que utiliza trigonometria para estimar a distribuição da deformação plástica na superfície interna de um tubo ERW durante as etapas de conformação, esperam-se deformações negativas na direção circunferencial do tubo, sendo mais intensas nas últimas operações (Rolos Formadores (RF) Finais) que antecedem o processo de soldagem, conforme mostra o gráfico de contorno da Figura 14.

Dessa forma, ao considerar que a tensão residual tem sinal oposto ao da deformação plástica que a gerou (DIETER, 1981), espera-se a formação das tensões residuais tratativas, na direção circunferencial, na superfície interna do tubo ERW, após as etapas de conformação. Do mesmo modo que na direção longitudinal, uma vez que Law et al. (2006) afirmam que a face externa da tira (superfície interna do tubo) é comprimida durante as operações de desbobinamento e aplainamento da tira.

Deng et al. (2010) não avaliaram a superfície externa da tira na fase de dobramento. Todavia, no raciocínio de tal situação, espera-se

alguma deformação positiva na face externa da tira durante a passagem nos rolos formadores.

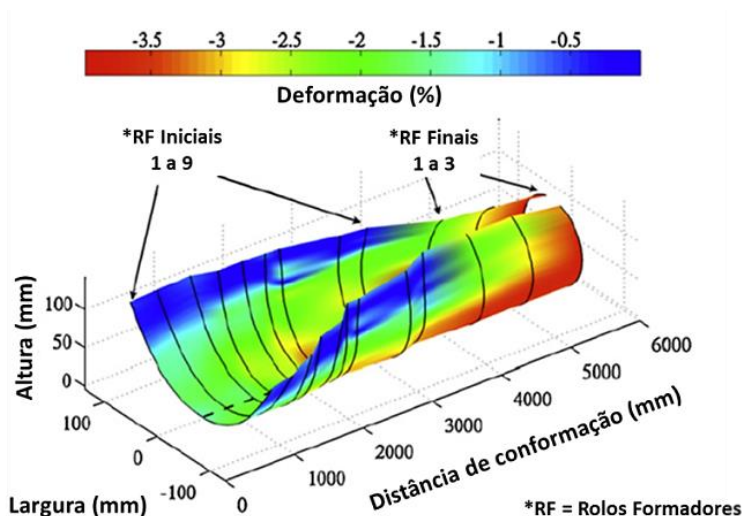


Figura 14 – Gráfico de contorno: Deformação prevista em um tubo ERW durante as etapas de formação.

Fonte: adaptado de Deng et al. (2010).

Considerando todas essas informações, pode-se concluir que a conformação de tubos ERW sofre, basicamente, fortes deformações compressivas, principalmente na direção circunferencial, partindo dos rolos formadores, passando pelos calibradores e finalizando na etapa de desempenho. Isto caracteriza a geração de tensões residuais trativas. No entanto, há o tratamento térmico na região de solda que, segundo Rodrigues (2007), favorece o alívio de tensões na costura. Além disso, nas etapas finais do processo de fabricação, aplica-se o TH que, para Pereira Filho (2004), contribui para o alívio geral de tensões da estrutura, bem como favorece a geração de tensões compressivas.

Em suma, não se tem conhecimento sobre a intensidade dessas deformações durante as etapas de conformação, bem como o quanto as tensões residuais são aliviadas. Não foram encontradas respostas claras sobre o tipo de tensão residual e sua intensidade ao término do processo produtivo. No entanto, diante do exposto, espera-se a presença de tensões positivas e negativas no tubo acabado, mas sem conhecer o equilíbrio entre elas e a real magnitude.

2.5.3 Processo de Fabricação por Calandras

O processo de fabricação por calandras produz tubos com costura longitudinal a partir de chapas planas. Porém, devido à rigidez dos rolos, normalmente, o comprimento do tubo é limitado a 6 m (VIEIRA, 2009).

A calandra é formada por três rolos em pirâmide, conforme exhibe a Figura 15. Ela executa gradualmente o dobramento da chapa metálica (a) até atingir o formato circular (b).

Toda a largura da chapa sofre flexão em três pontos imposta pela calandra. O raio de curvatura no dobramento é ajustado pelo deslocamento vertical do rolo central que se encontra no interior do tubo a ser formado. Quando as extremidades laterais da chapa se tocam, um giro completo de acabamento pode ser realizado. Em seguida, as extremidades são ponteadas e executam-se os passes interno e externo do cordão de solda longitudinal por arco submerso (SAW) (VIEIRA, 2009). A macrografia resultante deve ser semelhante à apresentada na Figura 11.

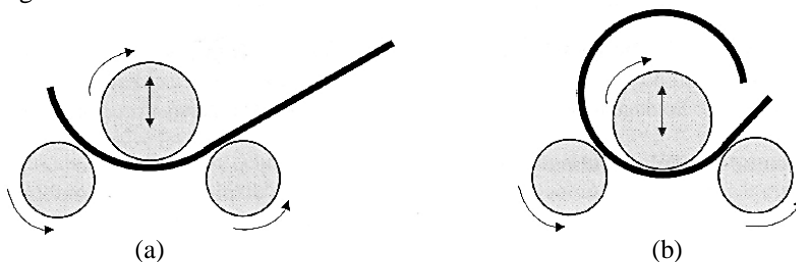


Figura 15 – Representação esquemática de uma calandra piramidal.

(a) Início do processo. (b) Término do dobramento. Fonte: Vieira (2009).

O tubo segue para a expansão a frio, Figura 10 (d), etapa idêntica ao processo UOE.

Para obter um segmento de aproximadamente 12 m, dois tubos curtos são alinhados, evitando que as soldas longitudinais sejam coincidentes. A soldagem circumferencial do tipo SAW faz a união dos tubos. Finalmente, o segmento longo segue para as etapas finais de inspeção, TH, pesagem e identificação (VIEIRA, 2009).

Tubos fabricados por calandras são menos frequentes do que os outros dois já mencionados. Possivelmente, devido à baixa produtividade, sua produção não é em escala. A produção de tubos calandrados é quase artesanal e atende a características específicas requeridas pelo cliente. Por isso, não há muitas referências que relatam

essa maneira de produzir tubos, tampouco sobre a origem das tensões residuais.

Entretanto, ante ao descrito durante a fase de dobramento (na calandra piramidal), espera-se que deformações compressivas atuem na face interna do tubo (gerando tensões trativas) enquanto o contrário atue na superfície externa (produzindo tensões compressivas). Na etapa de expansão a frio, toda a estrutura é alongada e, por isso, espera-se a formação de tensões compressivas em ambas as faces. Na sequência, o tubo longo sofre o TH, o qual, segundo Pereira Filho (2004), favorece geração de tensões compressivas.

2.5.4 Processo sem Costura por Trefilação a Frio

Este é um processo de fabricação de tubos direcionado à indústria automotiva e sua aplicação não é habitual no segmento de óleo e gás.

Todavia, neste estudo, avaliou-se uma amostra de tubo fabricado por este processo, comprovado pelo certificado de inspeção do fabricante (V & M DO BRASIL S.A., 2012). Tal amostra foi cedida para estudo pela empresa Petrobras Transporte S.A. (TRANSPETRO) no trabalho desenvolvido por Pacheco (2014).

O processo de trefilação a frio produz tubos sem costura de até 380 mm de diâmetro externo (BRENSING; SOMMER, 2016). Sua matéria-prima são tubos pré-formados na laminação a quente, via método contínuo ou automático, produzidos a partir do metal líquido.

Brensing e Sommer (2016) retratam quatro processos empregados na operação de trefilação a frio: (a) Passe sem mandril; (b) Passe com barra ou com mandril (c) estacionário ou (d) flutuante.

Cada operação possui suas particularidades. Porém, não fica claro se, até obter o produto final, cada operação atua individualmente ou se elas podem ocorrer sequencialmente.

Basicamente, o processo de trefilação a frio consiste em forçar um tubo pré-formado contra uma matriz. O diâmetro do tubo é reduzido em consequência do aumento do seu comprimento. Normalmente, no passe sem mandril, a espessura de parede não sofre significativa mudança. Entretanto, nos passes com barra ou com mandril, não só o diâmetro externo e interno do tubo é reduzido, mas também a espessura da parede. Em qualquer operação de trefilação, lubrificantes são utilizados para facilitar o escoamento do material.

Segundo manual de um fabricante (VALLOUREC, 2015), a sequência produtiva de um tubo trefilado passa por tratamento térmico,

desempeno, ensaios não destrutivos, inspeção visual e embalagem. A mesma referência não especifica qual tratamento térmico deve ser utilizado. Todavia, tem-se conhecimento de que a têmpera e o revenimento são tratamentos aplicáveis, já que os mesmos são mencionados no certificado de inspeção de uma amostra em estudo.

O TH não é mencionado nesse manual. No entanto, sabe-se de antemão que tubos regidos pela norma API 5L (2012) precisam ser submetidos ao teste e, como já comentado, o TH favorece a geração de tensões compressivas (PEREIRA FILHO, 2004).

Em geral, poucas informações foram encontradas sobre a fabricação de tubos trefilados a frio. Normalmente, as literaturas sobre a fabricação de tubos (para o segmento de óleo e gás) abordam tanto os processos com costura quanto os sem costura. Contudo, dentro deste último, o processo de trefilação a frio raramente é mencionado. Nem em periódicos encontraram-se elementos relevantes. Contatos com o fabricante foram realizados, mas sem sucesso. Por essa razão, a descrição desse processo encontra-se simplificada.

Além disso, pouco se pode prever com relação às tensões residuais, salvo as tensões compressivas que são favorecidas durante o TH.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo apresenta os materiais em estudo e a técnica experimental utilizada para a medição de tensões. Além disso, descreve os equacionamentos teóricos para a determinação da tensão de flexão e de momento fletor, bem como as propostas para calcular um valor de tensão longitudinal representativo a partir de um ensaio com a técnica do furo cego. Finalmente, apresenta uma bancada experimental de flexão, a qual foi utilizada para a validação das propostas.

3.1 Amostras de Tubos

A Tabela 2 apresenta o conjunto de amostras em estudo e suas especificações. A sigla NPS (*Nominal Pipe Size*) refere-se ao tamanho nominal da amostra. Trata-se de uma designação adimensional adotada pela norma ASME B36.10M (2000) para indicar o diâmetro externo de tubos, em polegadas.

Todas as amostras de tubos podem ser consideradas como novas, pois nunca estiveram em operação. As mesmas são tipicamente aplicadas no transporte de petróleo, gás e seus derivados.

Tabela 2 – Características nominais das amostras de tubo.
Em destaque, amostras longas (12 m de comprimento).

Amostras	Processo de Fabricação	Tamanho Nominal	Diâmetro Externo Nominal (mm)	Espessura Nominal (mm)	Material API 5L	Revestimento
Tubo 1	UOE	NPS 42	1 067	19,1	X52	FBE
Tubo 2	UOE	NPS 28	711	15,9	X70	3LPE
Tubo 3	UOE	NPS 38	965	15,9	X70	3LPE
Tubo 4	ERW	NPS 18	457	11,9	X65	3LPE
Tubo 5	ERW	NPS 18	457	11,13	X46	3LPE
Tubo 6	ERW	NPS 18	457	7,9	X70	3LPE
Tubo 7	Calandrado	NPS 38	965	11,1	X56	3LPE
Tubo 8	Trefilado a frio	NPS 8	219	8,2	X65	3LPP

As amostras em destaque na Tabela 2, identificadas em negrito e rotuladas **Tubo 1**, **Tubo 4**, **Tubo 7** e **Tubo 8**, referem-se às amostras longas com comprimento nominal de 12 m. Importante ressaltar que, devido às limitações do processo de fabricação, o Tubo 7 é formado por dois segmentos de 6 m unidos por uma solda circunferencial. As demais amostras são menores (0,5 m de comprimento), cada qual extraída da extremidade de outros tubos longos.

A maioria das amostras possui revestimento polimérico tipo 3LPE (Polietileno em Tripla Camada). Contudo, há amostras com revestimento epóxi FBE (*Fusion Bonded Epoxy*) e do tipo 3LPP (Polipropileno em Tripla Camada).

Além disso, as amostras apresentam cordão de solda longitudinal, exceto o Tubo 8, o qual foi produzido por um processo sem costura. Ainda sobre o Tubo 8, este é o único com tratamento térmico (temperado e revenido), conforme descrito no seu certificado de inspeção (V & M DO BRASIL S.A., 2012). Porém, não há informação sobre qual operação de trefilação foi utilizado para a fabricação deste.

As propriedades mecânicas dos materiais podem ser vistas na Tabela 3, bem como os valores adotados para o módulo de elasticidade e o coeficiente de *Poisson*. Sobre o primeiro, não se encontrou nos manuais de engenharia um valor único para os materiais de classificação API, mas sim, um intervalo entre 200 e 210 GPa. Neste estudo, adotou-se o valor mais frequente encontrado na bibliografia, ou seja, 210 GPa.

Tabela 3 – Propriedades mecânicas dos materiais.

Grau do Aço API 5L	Limite de Escoamento	Resistência à Tração
	Mín. (MPa) (API 5L, 2012)	Mín. (MPa) (API 5L, 2012)
X46	320	435
X52	360	460
X56	390	490
X65	450	535
X70	485	570
Módulo de Elasticidade, E (GPa)		210
Coeficiente de <i>Poisson</i> , ν		0,29

3.2 Medição de Tensão

A técnica do furo cego foi adotada neste estudo para avaliar experimentalmente o estado de tensão em amostras de tubo.

Nas amostras livres de qualquer carregamento, tensões residuais foram medidas. Utilizou-se o modelo de cálculo para tensões não uniformes da norma ASTM E837-13a (2013).

Em contrapartida, diante de um carregamento externo atuando sobre uma amostra (neste estudo, no Tubo 8), tensões combinadas foram medidas. Também se utilizou o modelo não uniforme de tensões apresentado na ASTM.

Tradicionalmente, a norma recomenda instrumentar a superfície de medição com uma roseta extensométrica para a avaliação de tensões. Contudo, esse procedimento envolve cuidadosa preparação da superfície e considerável tempo de instalação da roseta e do cabeamento (VIOTTI; ALBERTAZZI, 2013). Diante da grande quantidade de medidas experimentais envolvida neste estudo, utilizou-se o POLAR, dispositivo portátil que combina o método do furo cego e a interferometria DSPI (apresentado no tópico 2.4.1).

Assim, antes de iniciar a avaliação experimental, definiram-se os locais de medição na superfície externa de cada amostra para posterior remoção mecânica (com plaina elétrica) da camada polimérica que a reveste. Esta operação de remoção ocorreu cuidadosamente até o encontro da superfície metálica, que recebeu uma fina cobertura de tinta fosca branca para aumentar a reflexão da luz e melhorar a qualidade das imagens interferométricas.

Neste estudo, um ensaio de medição com a técnica do furo cego corresponde a 20 passos iguais e sucessivos de furação com incrementos de 0,05 mm. Na usinagem do furo, utilizou-se uma fresa de topo invertido de 1,60 mm de diâmetro, substituída a cada novo ensaio. Dessa forma, medições experimentais foram realizadas por meio do seguinte procedimento:

1. Posicionamento, nivelamento e fixação do dispositivo POLAR sobre a superfície;
2. Posicionamento do módulo de medição MM (ver Figura 8) sobre a área de análise;
3. Aquisição de conjunto de imagens de *speckle*, Figura 7 (a), deslocadas em fase para calcular a distribuição da fase de referência;

4. Posicionamento automático do módulo de furação MF (ver Figura 8) sobre a área de medição;
5. Execução do incremento de furação: profundidade em torno de 0,05 mm;
6. Reposicionamento automático do MM sobre a área de análise;
7. Aquisição de novo conjunto de imagens *speckle*, deslocadas em fase, bem como cálculo e armazenamento da nova distribuição de fase. Assim, obtém-se o mapa de diferença de fase (como mostra o exemplo da Figura 9), resultante dos deslocamentos em torno do furo devido ao alívio de tensão gerado no material pela execução do incremento de furação.
8. Repetição das etapas 4 a 7 durante 20 passos consecutivos a fim de viabilizar a obtenção do perfil discreto de tensões ao longo da profundidade final do furo de aproximadamente 1,00 mm.

O dispositivo POLAR mede a componente radial dos deslocamentos no plano descritos em termos de coordenadas polares. Os dados adquiridos foram transformados em valores de tensão por meio dos equacionamentos apresentados no tópico 2.4.1. Nas medições em tubos, as tensões cartesianas σ_x e σ_y (Eq. 6) coincidem intencionalmente com as direções principais do tubo, nomeadas circunferencial e longitudinal. Por isso, tais tensões serão expressas, nessa ordem, como tensões circunferenciais σ_C e longitudinais σ_L .

3.3 Metodologia: Determinação do Carregamento Externo em Dutos

A medição e monitoramento das tensões em dutos têm sido utilizados como formas de estimar o nível de carregamento resultante da interação entre duto e solo, bem como avaliar a integridade estrutural do trecho enterrado.

Diante dessa situação, Viotti e Albertazzi (2014) apresentam um método para a determinação da distribuição de tensão ao longo da seção de um tubo. A partir da técnica do furo cego, medem-se as tensões combinadas longitudinais. Os valores determinados são aplicados em modelos matemáticos, descritos a seguir, com base nos princípios clássicos da elasticidade.

Na Figura 16 (a), uma viga isotrópica sujeita a um carregamento de flexão puro apresenta uma distribuição linear de tensões ao longo da sua seção transversal. O momento fletor é proporcional à carga aplicada e, para cada ponto da seção transversal da viga, a tensão de flexão é proporcional a sua distância da linha neutra.

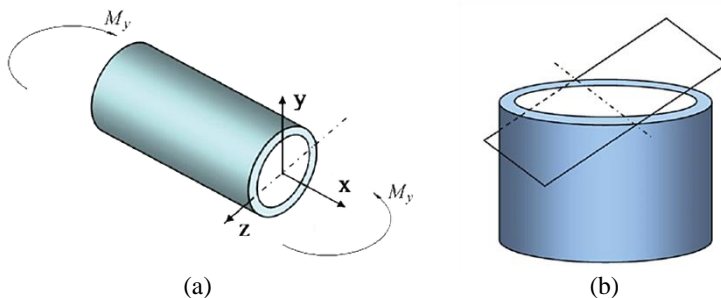


Figura 16 – (a) Flexão pura aplicada em um tubo. (b) Plano inclinado que representa a distribuição de tensão de flexão em uma seção transversal.

Fonte: Viotti e Albertazzi (2014).

Então, no caso da flexão pura em torno do eixo y , a tensão de flexão S_f é calculada por

$$S_f = \frac{M_y z}{I} \quad (7)$$

sendo M_y o momento fletor aplicado a viga ao redor do eixo y , z corresponde à distância entre o ponto avaliado e a linha neutra e I é o momento de inércia da seção transversal de um tubo. Este último é determinado a partir o raio externo (R) e a espessura da parede do tubo (e) mediante a equação

$$I = \frac{\pi}{4} (R^4 - (R - e)^4) \quad (8)$$

A tensão de flexão S_f atua na direção longitudinal, coincidente com o eixo x da Figura 16 (a). Nota-se, portanto, que a Eq. 7 representa um plano inclinado contendo o eixo y . Caso o momento da flexão pura seja aplicado em torno de outro eixo qualquer, a linha neutra corresponderá a esse próprio eixo, sempre contido no plano yz , e a tensão de flexão sempre poderá ser representada por um plano inclinado, como ilustrado na Figura 16 (b).

Considerando a seção transversal de um tubo e o modelo acima, o maior valor de S_f ocorre no ponto mais distante do eixo de aplicação do momento, neste caso, o raio externo R . Portanto, a tensão de flexão máxima, S_{flex} , oriunda do carregamento de momento fletor para uma seção transversal é descrita como:

$$S_{flex} = \frac{M R}{I} \quad (9)$$

sendo M o valor do momento fletor atuante em um eixo qualquer do plano yz .

Em dutos enterrados, dificilmente, a flexão pura atuará isoladamente. Mesmo na ausência de carregamentos provocados pela pressão interna, espera-se a presença de carregamentos axiais, os quais adicionarão tensões longitudinais, trativas ou compressivas, às tensões causadas pela flexão. Considerando que as tensões decorrentes dos carregamentos axiais sejam uniformes ao longo da seção transversal, elas respondem pelo valor médio do perfil de tensões longitudinais, sendo obtidas por

$$S_L^{med} = \frac{F}{A} \quad (10)$$

onde F é o carregamento axial atuante no duto e A , a área da seção transversal, dada por

$$A = \pi(R^2 - (R - e)^2) \quad (11)$$

A combinação das tensões de flexão com as do carregamento axial não muda a inclinação do plano que representa as tensões longitudinais ao longo da seção, mas altera seu valor médio e desloca a linha neutra. Tal situação está ilustrada na Figura 17.

Dessa forma, o perfil de tensões longitudinais na seção de um tubo pode ser associado à equação de um plano inclinado. Pacheco (2014) demonstra esse equacionamento usando as constantes β_i , que governam os valores da tensão longitudinal S_L para cada ponto das coordenadas y e z da seção do tubo.

$$S_L = \beta_0 + \beta_y y + \beta_z z \quad (12)$$

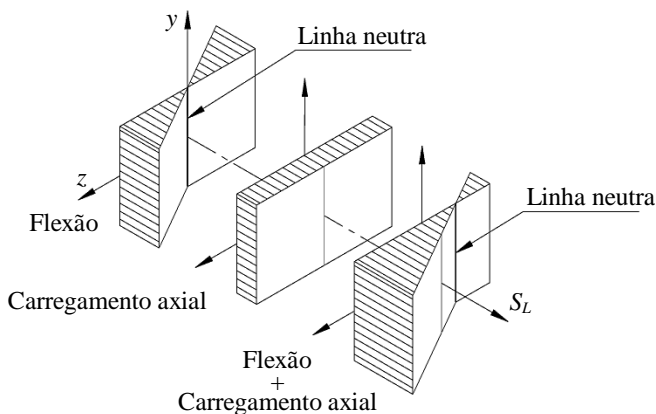


Figura 17 – Deslocamento da linha neutra e conservação da inclinação do plano das tensões de flexão quando combinados a um carregamento axial.

Fonte: Pacheco (2014).

Considerando que os valores de tensões são avaliados na superfície externa do tubo, torna-se conveniente expressar a tensão longitudinal em função da posição angular θ da seção transversal.

$$S_L = \beta_0 + \beta_y R \cos(\theta) + \beta_z R \sin(\theta) \quad (13)$$

O valor de R é constante para toda a superfície externa da seção. Já as constantes que definem o plano das tensões longitudinais podem ser reescritas como:

$$\begin{aligned} \beta_1 &= \beta_y R \\ \beta_2 &= \beta_z R \end{aligned} \quad (14)$$

e, consequentemente,

$$S_L = \beta_0 + \beta_1 \cos(\theta) + \beta_2 \sin(\theta) \quad (15)$$

As constantes β_i podem ser determinadas a partir da resolução de um sistema linear com base nos valores de tensão longitudinal medidos pela técnica do furo cego em pelo menos três pontos. Dessa forma, utiliza-se o método dos mínimos quadrados para encontrar a melhor equação do plano que se ajusta aos valores de tensão longitudinal.

No mínimo, três pontos de medição são necessários ao longo de uma mesma seção transversal do tubo. Recomenda-se que os mesmos estejam regularmente distribuídos ao longo do perímetro para a redução da incerteza. Outra medida importante é evitar que os furos cegos sejam executados em regiões próximas aos cordões de solda, bem como às irregularidades e defeitos observados na superfície externa do tubo.

Na ausência de outras fontes de tensão, as componentes das tensões combinadas longitudinais adquiridas com a técnica do furo cego permitem não só determinar a intensidade da tensão de flexão e do momento fletor que agem sobre o duto, mas também a orientação da linha neutra e a tensão longitudinal média.

Portanto, utilizando o valor médio da tensão longitudinal na seção, S_L^{med} , este associado ao carregamento axial e a tensão de flexão máxima, torna-se possível reescrever a Eq. 15 em função de θ .

$$S_L = S_L^{med} + S_{flex} \cos(\theta - \theta_{Smax}) \quad (16)$$

Por sua vez, θ_{Smax} é a posição angular da tensão longitudinal máxima na seção. Sua relação com o ângulo de orientação da linha neutra, θ_{LN} , é dada por

$$\theta_{LN} = \theta_{Smax} \pm \frac{\pi}{2} \quad (17)$$

A representação gráfica da distribuição da tensão longitudinal de uma seção, apresentada pela Eq. 16, pode ser compreendida com o auxílio da Figura 18.

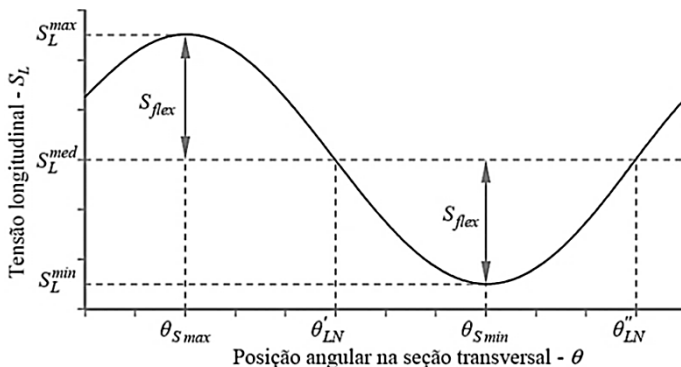


Figura 18 – Distribuição da tensão longitudinal na seção transversal de um tubo submetido à flexão e ao carregamento axial.

Fonte: Pacheco (2014).

Considerando as identidades trigonométricas, é possível expressar as constantes β_i em função de S_L^{med} , S_{flex} , $\theta_{S_{max}}$.

$$\begin{aligned}\beta_0 &= S_L^{med} \\ \beta_1 &= S_{flex} \cos(\theta_{S_{max}}) \\ \beta_2 &= S_{flex} \sin(\theta_{S_{max}})\end{aligned}\tag{18}$$

Logo,

$$\begin{aligned}S_L^{med} &= \beta_0 \\ S_{flex} &= \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} \\ \theta_{S_{max}} &= \text{tg}^{-1}\left(\frac{\beta_2}{\beta_1}\right)\end{aligned}\tag{19}$$

O momento fletor M , o carregamento axial F e a orientação da linha neutra θ_{LN} também podem ser reescritas em função de β_i , considerando as equações apresentadas anteriormente.

$$\begin{aligned}M &= \frac{\pi \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} (R^4 - (R - e)^4)}{4R} \\ F &= \pi \beta_0 (2R - e^2) \\ \theta_{LN} &= \text{tg}^{-1}\left(\frac{\beta_2}{\beta_1}\right) \pm \frac{\pi}{2}\end{aligned}\tag{20}$$

As variâncias das constantes β_i podem ser obtidas pelo ajuste das tensões longitudinais medidas, utilizando o método de mínimos quadrados. Para o cálculo dos intervalos de confiança do momento fletor, do carregamento axial e da orientação da linha neutra, é conveniente que essas grandezas sejam expressas em função de β_i . A avaliação dos intervalos de confiança está detalhada minuciosamente em Pacheco (2014) e foi utilizada neste trabalho. As equações das derivadas parciais envolvidas nos cálculos de incerteza estão reproduzidas no Anexo A.

Vale destacar que, para validar a determinação do carregamento externo de flexão em um duto (S_{flex} , M e θ_{LN}), deve-se assumir que as

tensões residuais de origem fabril distribuem-se uniformemente ao longo da seção transversal, exceto na região de solda, quando esta existir. Entretanto, segundo Viotti e Albertazzi (2014), o mesmo não pode ser adotado para o carregamento axial externo (F), já que as tensões residuais alteram o valor calculado para essa grandeza. Por isso, para a correta avaliação da carga axial, deve-se conhecer o perfil de tensões residuais esperado para a seção.

3.3.1 Propostas para Determinar Tensões Longitudinais Características

Em um ensaio com a técnica do furo cego, utilizando o modelo de distribuição de tensão não uniforme, obtém-se um perfil de tensões ao longo de uma determinada profundidade. No entanto, a metodologia antes apresentada utiliza um único valor de tensão longitudinal S_L e não um perfil de tensões para calcular a intensidade do carregamento externo atuante em um tubo sob flexão. Por isso, é importante prever a associação da distribuição de tensões em um único valor de S_L que seja característico dessa distribuição para, assim, poder utilizar a metodologia.

Como visto no tópico 2.3.1, além do modelo de distribuição de tensão não uniforme para a medição de tensões, a ASTM E837-13a (2013) também recomenda o modelo uniforme. Este já fornece um valor único representativo da distribuição média de tensão, mas considera que ela seja sempre constante na profundidade medida.

Em frente aos modelos sugeridos pela norma e buscando estratégias para determinar o valor S_L representativo de um ensaio, foram propostos e avaliados dezessete métodos distintos, chamados aqui simplesmente de propostas. Porém, é importante ressaltar que, em todas as propostas, foram utilizados os mesmos valores de deformação (adquiridos dos ensaios do furo cego incremental). A diferença entre elas está na maneira de calcular os valores da tensão longitudinal a cada incremento σ_{Li} e, consequentemente, o valor final S_L .

Para esta avaliação, estavam disponíveis 20 valores de deformação na profundidade de 0,05 a 1,00 mm. Entre as propostas, há aquelas que utilizaram todos os valores e outras que consideram apenas parte deles. Dessa forma, três alternativas de análise foram elaboradas:

- (A) Profundidade total de 0,05 a 1,00 mm (**20 passos**): Utilizou-se o modelo e as constantes de calibração (\bar{a} e \bar{b}) estabelecidos na

norma para calcular tensões não uniformes a partir da deformação medida a cada incremento de 0,05 mm de profundidade.

- (B) Intervalo entre a profundidade 0,20 e 0,80 mm (**13 passos**): Tal análise compreende o intervalo entre os passos 4 e 16, com incrementos de furação de 0,05 mm. As constantes de calibração (\bar{a} e \bar{b}) foram recalculadas, já que a deformação na profundidade de 0,20 mm carrega o histórico das deformações dos passos anteriores. A motivação para usar esta faixa de valores decorreu da forma do perfil típico de tensões residuais obtido nas amostras de tubos, que apresentou menor dispersão neste intervalo (ver gráficos no Apêndice A). A justificativa desta escolha também é comentada ao fim do tópico 5.1.
- (C) Profundidade máxima de 0,80 mm e incremento de furação de 0,10 mm (**8 passos**): A redução do número total de passos traz como objetivo uma execução mais rápida do ensaio em campo. Para isso, tornou-se necessário recalcular as constantes de calibração (\bar{a} e \bar{b}) para o incremento de furação de 0,10 mm.

Vale destacar que estas alternativas serão referenciadas na descrição das propostas a seguir, organizadas em cinco grupos. O método estatístico de *Peirce* (ROSS, 2003), recomendado por Pacheco (2014), foi utilizado para eliminar possíveis pontos espúrios do valor S_L que determinam a distribuição típica de tensões na flexão.

1. Tensão Uniforme

Proposta 1: Tensão uniforme até a profundidade de 1,00 mm

Seguiu-se o procedimento da ASTM E837-13a (2013) para calcular um valor único S_L representativo da distribuição média de tensão ao longo da profundidade de medição. Para isto, consideraram-se as deformações encontradas a cada 0,10 mm de profundidade.

2. Tensão Não Uniforme: Avaliação em profundidades específicas

Utilizou-se a análise A para adquirir um perfil de tensão ao longo dos 20 passos de uma medição. Todavia, considerou-se apenas o resultado da tensão longitudinal em determinadas profundidades como sendo o valor S_L . Tendo em vista o estudo apresentado por Pacheco (2014), a tensão longitudinal em profundidades específicas,

principalmente em torno de 0,50 mm (ver imagens do Anexo B), exibia um comportamento próximo ao plano inclinado do momento. Porém, tal referência as desconsiderou em razão da alta incerteza estimada. Mesmo assim, jugou-se importante reavaliar as seguintes profundidades de furação:

Proposta 2: Avaliação na profundidade 0,50 mm

Esta estratégia considera apenas o valor da tensão longitudinal na profundidade 0,50 mm, passo 10, como sendo o valor S_L representativo da medição.

Proposta 3: Avaliação na profundidade 0,55 mm

Considerou-se o valor da tensão longitudinal na profundidade 0,55 mm, passo 11, como sendo o valor S_L representativo da medição.

Proposta 4: Avaliação na profundidade 0,60 mm

Adotou-se, como valor S_L , a tensão longitudinal calculada na profundidade 0,60 mm, referente ao passo 12.

Proposta 5: Avaliação na profundidade 0,65 mm

A tensão longitudinal calculada na profundidade 0,65 mm, referente ao passo 13, foi adotada como sendo o valor S_L representativo.

3. Tensão Não Uniforme: Média aritmética do perfil de tensão

Neste grupo, os valores de tensão não uniforme foram calculados a cada incremento de furação, σ_{Li} , de acordo com a individualidade de cada proposta. O valor S_L representativo de um ensaio foi definido pela da média aritmética do perfil de tensão obtido em i passos de furação.

Proposta 6: Média aritmética do perfil de tensão de 20 passos

Utilizou-se a análise A, apresentada anteriormente, para determinar o valor σ_{Li} a cada incremento de 0,05 mm. O valor S_L foi determinado pela média aritmética do perfil de tensão dos 20 passos de furação, como esquematizado da Figura 19. Pacheco (2014) já havia avaliado essa estratégia, que a considerou uma das mais adequadas para o cálculo das grandezas atuantes em um padrão de flexão.

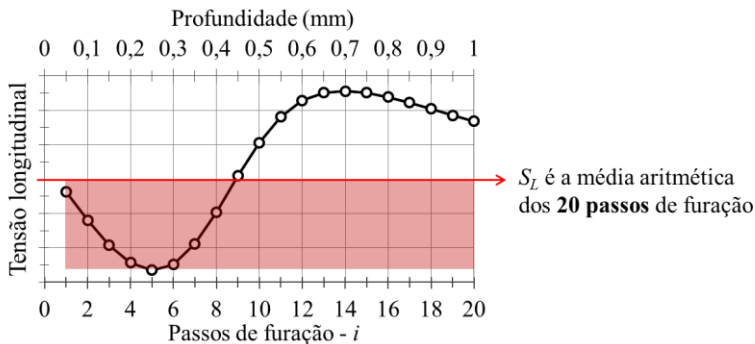


Figura 19 – Representação para o cálculo de S_L utilizando a média aritmética do perfil de tensão de 20 passos.

Proposta 7: Média aritmética do perfil de tensão de 13 passos

Esta proposta considerou a análise B para calcular o valor σ_{Li} em cada um dos 13 incrementos de furação. O valor S_L foi determinado pela média aritmética do perfil de tensão no intervalo entre os passos 4 e 16, como mostra a Figura 20.

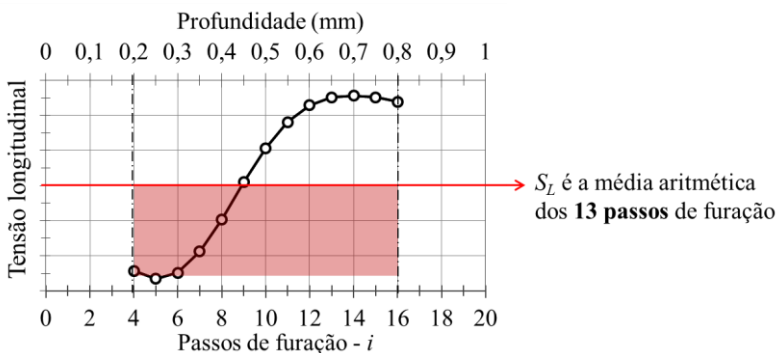


Figura 20 – Representação para o cálculo de S_L mediante a média aritmética do perfil de tensão de 13 passos.

Proposta 8: Média aritmética do perfil de tensão de 08 passos

Em cada um dos 8 passos de furação, o valor de σ_{Li} foi calculado pela análise C. A tensão longitudinal S_L foi definida pela média aritmética do perfil de tensão até a profundidade de 0,80 mm (passo 16), conforme apresenta a Figura 21.

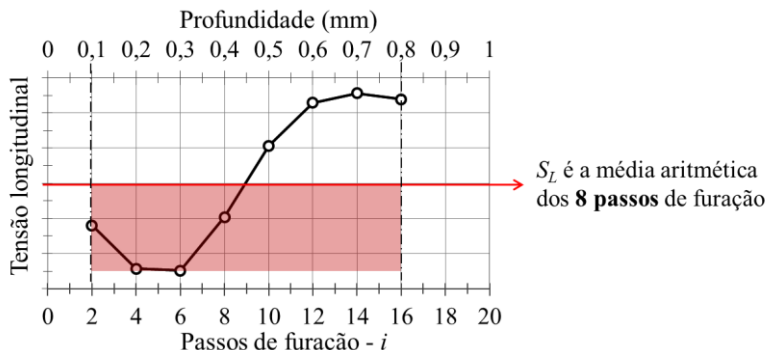


Figura 21 – Representação para o cálculo de S_L pela média aritmética do perfil de tensão de 8 passos.

Proposta 9: Média aritmética do perfil de tensão de 03 passos

O perfil de tensão de 03 passos compreende o intervalo entre as profundidades 0,55 e 0,65 mm (passos 11 a 13). Essa proposta foi considerada diante dos bons resultados adquiridos nessas profundidades (avaliadas no Grupo 2 – Tensão Não Uniforme: Avaliação em profundidades específicas). Dessa forma, utilizando os valores σ_{Li} já calculados pela análise A, determinou-se o valor S_L pela média aritmética do perfil de tensão de 03 passos.

4. Tensão Não Uniforme: Média linearmente ponderada na profundidade de medição

Nas propostas a seguir, cada qual com sua particularidade, utilizaram-se diferentes coeficientes de ponderação, $Pond_i$, para calcular o valor característico S_L pela média ponderada apresentada na Eq. 21.

$$S_L = \frac{\sum (\sigma_{Li} \cdot Pond_i)}{\sum Pond} \quad (21)$$

Proposta 10: Média linearmente ponderada com 20 passos de furação

Utilizou-se a análise A para definir os valores de tensão σ_{Li} a cada profundidade. O valor S_L foi definido pela média ponderada dos 20 passos de furação utilizando a Eq. 21. A tensão σ_{Li} em cada incremento

deve ser multiplicada com o respectivo coeficiente de ponderação ($Pond_i$) apresentado na Tabela 4. Tais coeficientes variam de 1,00 a 0,05 e decrescem com o aumento da profundidade, até atingir o valor mínimo de 0,05 no vigésimo passo (profundidade de 1,00 mm).

Tabela 4 – Coeficientes de ponderação para 20 passos de furação (Proposta 10).

σ_{Li} a cada profundidade (mm)	Coeficiente de Ponderação $Pond_i$
$\sigma_{0,05}$	1,00
$\sigma_{0,10}$	0,95
$\sigma_{0,15}$	0,90
$\sigma_{0,20}$	0,85
\vdots	\vdots
$\sigma_{0,95}$	0,10
$\sigma_{1,00}$	0,05

Proposta 11: Média linearmente ponderada com 13 passos de furação

Nesta proposta, os valores de tensão a cada incremento σ_{Li} foram definidos pela análise B, uma vez que compreende um intervalo de 13 passos entre as profundidades 0,20 e 0,80 mm. O valor S_L foi calculado pela média ponderada da Eq. 21. A Tabela 5 apresenta os coeficientes de ponderação utilizados nesta proposta, os quais devem ser multiplicados com os respectivos valores de tensão σ_{Li} calculados a cada profundidade.

Proposta 12: Média linearmente ponderada com 08 passos de furação

Inicialmente, determinou-se o valor de tensão σ_{Li} a cada passo pela análise C. O valor S_L foi determinado por meio da Eq. 21, utilizando os coeficientes de ponderação apresentados na Tabela 6 e as tensões σ_{Li} calculadas em cada incremento.

Tabela 5 – Coeficientes de ponderação para o intervalo de 13 passos (Proposta 11).

σ_{Li} a cada profundidade (mm)	Coeficiente de Ponderação $Pond_i$
$\sigma_{0,20}$	0,80
$\sigma_{0,25}$	0,75
$\sigma_{0,30}$	0,70
$\sigma_{0,35}$	0,65
\vdots	\vdots
$\sigma_{0,75}$	0,25
$\sigma_{0,80}$	0,20

Tabela 6 – Coeficientes de ponderação para 8 passos de furação (Proposta 12).

σ_{Li} a cada profundidade (mm)	Coeficiente de Ponderação $Pond_i$
$\sigma_{0,10}$	0,80
$\sigma_{0,20}$	0,70
$\sigma_{0,30}$	0,60
\vdots	\vdots
$\sigma_{0,70}$	0,20
$\sigma_{0,80}$	0,10

Proposta 13: Média linearmente ponderada com 03 passos de furação

O valor S_L foi calculado pela média ponderada apresentada na Eq. 21. Utilizaram-se as tensões σ_{Li} das profundidades 0,55 a 0,65 mm, estas calculadas por meio da análise A. Os coeficientes de ponderação adotados foram: 0,65 – 0,60 – 0,55 para as profundidades 0,55 – 0,60 – 0,65 mm, nessa ordem.

5. Tensão Não Uniforme: Média ponderada considerando o alívio de deformação gerado pelo furo

Os coeficientes de ponderação utilizados neste grupo foram estimados pelo alívio de deformação gerado na usinagem de um furo, considerando o modelo de tensão uniforme. A norma ASTM E837, versão de 2008, apresenta graficamente a Figura 22, a qual exhibe o percentual das deformações combinadas aliviadas, tanto para p como para q ou t , em função da razão entre a profundidade de furação e o diâmetro da roseta extensométrica.

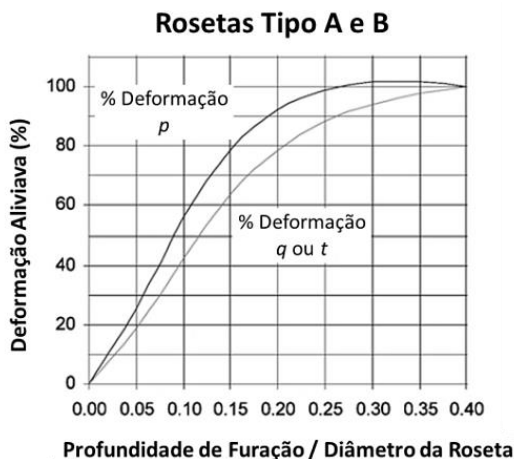


Figura 22 – Percentual de deformação em função da razão profundidade/diâmetro na análise de tensões uniformes.

Fonte: adaptado de ASTM E837-08 (2008).

A partir destas curvas, estimaram-se os coeficientes de ponderação $Pond \mathbf{P}_i$ e $Pond \mathbf{Q}_i$ ou \mathbf{T}_i (apresentados na Tabela 7) por meio da diferença entre o valor 1 e o valor do alívio de deformação a cada profundidade de furação (estimado pelo gráfico da Figura 22).

Tais coeficientes foram aplicados na média ponderada apresentada na Eq. 22, sendo os vetores de tensão \mathbf{P}_i e \mathbf{Q}_i resultantes das deformações a cada incremento de furação.

Por fim, o valor característico S_L foi obtido pela soma dos resultados de \mathbf{P}_{Pond} e \mathbf{Q}_{Pond} , idêntico ao cálculo da tensão σ_y apresentado na Eq. 6.

Cada proposta apresentada a seguir utiliza uma análise diferente para determinar os vetores \mathbf{P}_i e \mathbf{Q}_i .

$$\begin{aligned} \mathbf{P}_{Pond} &= \frac{\sum \left(Pond \mathbf{P}_i \cdot \mathbf{P}_i \right)}{\sum Pond \mathbf{P}_i} \\ \mathbf{Q}_{Pond} &= \frac{\sum \left(Pond \mathbf{Q}_i \cdot \mathbf{Q}_i \right)}{\sum Pond \mathbf{Q}_i} \end{aligned}$$

(22)

Tabela 7 – Coeficientes de ponderação calculados pelo alívio de deformação.

Profundidade do passo de furação (mm)	Coef. Ponderação <i>Pond P_i</i>	Coef. Ponderação <i>Pond Q_i ou T_i</i>
0,05	0,95757	0,97140
0,10	0,90861	0,93716
0,15	0,85478	0,89842
0,20	0,79754	0,85622
0,25	0,73820	0,81147
0,30	0,67792	0,76501
0,35	0,61769	0,71760
0,40	0,55838	0,66989
0,45	0,50072	0,62244
0,50	0,44531	0,57577
0,55	0,39265	0,53029
0,60	0,34311	0,48635
0,65	0,29698	0,44425
0,70	0,25444	0,40420
0,75	0,21561	0,36638
0,80	0,18051	0,33091
0,85	0,14910	0,29785
0,90	0,12128	0,26724
0,95	0,09692	0,23905
1,00	0,07581	0,21325

Proposta 14: Média ponderada com 20 passos de furação - ASTM

Os vetores **P_i** e **Q_i** foram calculados a partir da análise A que utiliza os 20 incrementos de furação de um ensaio para determinar o

valor S_L . Tais vetores foram aplicados à Eq. 22, juntamente com seus respectivos coeficientes de ponderação (apresentados na Tabela 7).

Proposta 15: Média ponderada com 13 passos de furação - ASTM

Nesta proposta, aplicou-se a análise B para determinar os vetores P_i e Q_i no intervalo de 13 passos que compreende as profundidades 0,20 a 0,80 mm. Do mesmo modo, consideraram-se apenas os coeficientes de ponderação (Tabela 7) para o intervalo em questão. A tensão S_L foi obtida pela soma dos resultados da Eq. 22.

Proposta 16: Média ponderada com 08 passos de furação - ASTM

A análise C foi utilizada para determinar os vetores P_i e Q_i a cada incremento de 0,10 mm, até atingir a profundidade de 0,80 mm. Os coeficientes de ponderação (Tabela 7), utilizados na Eq. 22, referem-se somente às profundidades dos passos de furação desta análise.

Proposta 17: Média ponderada com 03 passos de furação - ASTM

Nesta estratégia, considerou-se o intervalo entre as profundidades 0,55 a 0,65 mm (passos 11 a 13) para determinar vetores P_i e Q_i por intermédio da análise A. O valor S_L , determinado pela Eq. 22, considera os coeficientes de ponderação (Tabela 7) para o mesmo intervalo.

3.4 Bancada Experimental de Flexão

Visando avaliar as propostas descritas quanto à medição de tensões mecânicas atuantes na seção transversal de um duto, utilizou-se uma bancada que aplica carregamento de flexão em tubos, Figura 23, como referência de tensão de flexão.

Trata-se de um arranjo experimental desenvolvido por Pacheco (2014). A bancada de flexão, Figura 23 (a), é composta por dois tubos de 12 m, dispostos lado a lado e posicionados sobre cinco cavaletes, nivelados e igualmente espaçados, a fim de minimizar o momento de fletor do seu próprio peso.

O módulo de fixação, Figura 23 (b), conecta os tubos entre si por suas extremidades através de um conjunto de braçadeiras e pivôs. O carregamento transversal e horizontal ocorre na seção central dos tubos por meio de um módulo de carregamento, Figura 23 (c). Este é formado

por um atuador hidráulico e barras de ancoragem, estas usadas para manter a carga estável no tempo após a retirada do atuador.

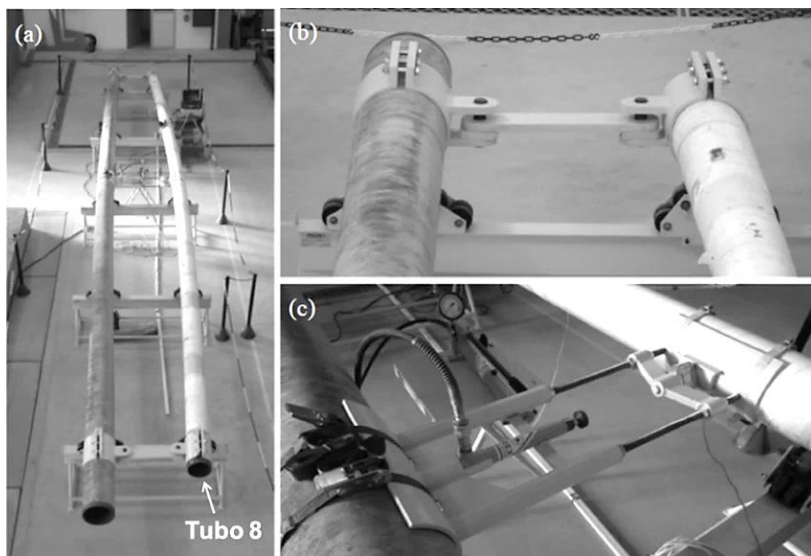


Figura 23 – (a) Bancada de flexão carregada e detalhes dos módulos de (b) fixação e (c) carregamento.

Fonte: Pacheco (2014).

A carga aplicada gera uma distribuição linear de momento fletor ao longo do comprimento dos tubos. As medições de tensão concentraram-se no Tubo 8 (o de menor diâmetro e já apresentado na Tabela 2), ficando ao outro apenas a função estrutural para a aplicação do carregamento.

Mais informações sobre esta bancada podem ser encontradas em Pacheco (2014).

3.4.1 Avaliação da Bancada de Flexão

O elemento de estudo que compõe a arranjo experimental é o Tubo 8. Este foi analisado anteriormente por Pacheco (2014) que o dividiu em oito seções de trabalho (S1 à S8) como mostra a Figura 24.

Porém, nesta tese, três seções foram avaliadas, todas próximas à região de maior carregamento (seções S3, S4 e S5, em destaque na Figura 24).

$$M_{Sx} = \frac{P L_x L_p}{L} \quad (23)$$

sendo L_x a distância entre a seção de avaliação (S_x) e o pivô da braçadeira de fixação mais próxima, L_p a distância do ponto de aplicação da carga até o pivô da braçadeira de fixação mais afastada da seção, e ainda, L a distância entre os pivôs das braçadeiras da bancada de flexão.

Uma vez calculado o valor de momento fletor, a tensão de flexão pode ser determinada segundo a Eq. 9.

Todavia, as leituras dos valores de deformação ε_x e o valor do módulo de elasticidade E do material podem ser utilizados como alternativa para calcular a tensão de flexão:

$$S_{flex} = \varepsilon_x E \quad (24)$$

Tais resultados também podem ser aplicados na Eq. 9 para o cálculo do momento fletor.

Em vista disso, a Figura 26 exhibe os diagramas de momento fletor e tensão flexão, estes calculados com base na leitura da célula de carga e dos extensômetros de resistência.

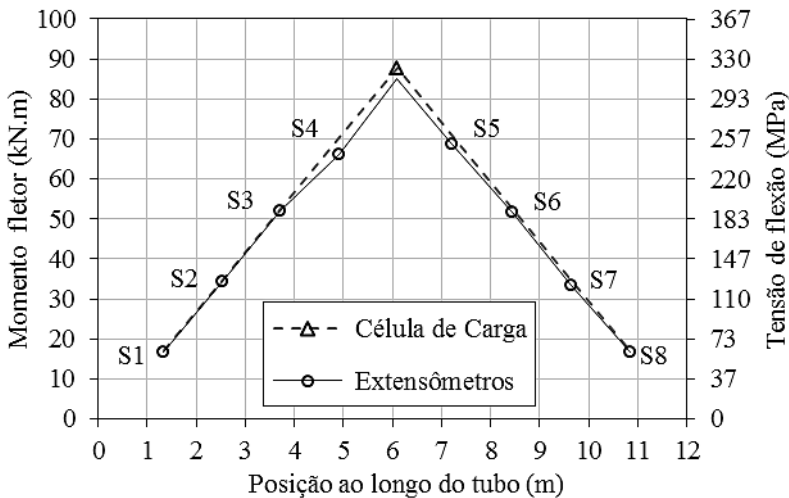


Figura 26 – Diagramas de momento fletor e de flexão calculados mediante a leitura dos extensômetros e da célula de carga.

Em geral, os valores determinados a partir de ambas as leituras são coincidentes. Com relação ao momento fletor, observa-se uma distribuição linear ao longo do comprimento do tubo. Na tensão de flexão, nota-se que as seções S4 e S5 possuem valores próximos de 250 MPa, ou seja, em torno de 55% do limite de escoamento do material (comparado com o valor teórico apresentado na Tabela 3, segundo a norma API 5L (2012). Tal percentual encontra-se abaixo do limite de 80% da tensão de escoamento do material, valor recomendado pela norma ASTM E837-13a (2013) como limite superior para a aquisição de resultados confiáveis com a técnica do furo cego.

As incertezas para os valores de momento fletor foram estimadas não só pelas derivadas parciais das variáveis correlacionadas na Eq. 23 (apresentadas no Anexo A: Momento fletor teórico em uma seção S_x), como também pelas orientações de Castrup (2010)², que apresenta uma variação da equação de *Welch-Satterthwaite* para a determinação dos graus de liberdade efetivos.

Dessa forma, para calcular o intervalo de confiança dos valores de momento fletor, utilizaram-se as incertezas das grandezas de entrada (P , L_P , L_x e L) apresentadas na Tabela 8. Adotou-se a incerteza-padrão do Tipo B para as três últimas grandezas, bem como a distribuição de probabilidade retangular e simétrica a meia-largura de 5 mm. Além disso, as mesmas foram consideradas grandezas correlacionadas, já que as medidas de comprimento foram realizadas com o mesmo instrumento de medição. Por sua vez, a incerteza-padrão do carregamento P foi adotada a partir das informações do certificado de calibração da célula de carga (apresentado no Anexo C).

Tabela 8 – Valores medidos e suas incertezas para as grandezas de entrada do cálculo do momento fletor.

	VM	u	v_{ef}
P (N)	29789	80	258
L_P (m)	5,890	0,003	∞
L_x (m)	(ver Tabela 9)	0,003	∞
L (m)	11,780	0,003	∞

² Esta referência (CASTRUP, 2010) é recomendada por Pacheco (2014), visto que a equação de *Welch-Satterthwaite*, comumente encontrada na literatura e sugerida por INMETRO (2012), neste caso, não se mostra adequada para a obtenção os graus de liberdade efetivos para as Eq. 19 e 20.

As incertezas do momento fletor ao longo da bancada de flexão (nas oito seções) podem ser vistas na Tabela 9.

Tabela 9 – Valores de momento fletor e suas incertezas para as oito seções da bancada de flexão.

Seção	L_x (m)	Momento Fletor - M_{Sx}					
		VM (kN·m)	u (kN·m)	U (kN·m)	k	ν_{ef}	U (%)
S1	1,145	17,05	0,064	0,12	1,96	2402	0,73%
S2	2,345	34,93	0,105	0,21	1,98	137	0,59%
S3	3,507	52,23	0,149	0,31	2,05	27	0,59%
S4	4,710	70,15	0,197	0,45	2,31	8	0,65%
S5	4,770	71,05	0,199	0,47	2,36	8	0,66%
S6	3,545	52,80	0,151	0,31	2,06	26	0,59%
S7	2,345	34,93	0,105	0,21	1,98	137	0,59%
S8	1,145	17,05	0,064	0,12	1,96	2402	0,73%

Ao analisá-las, verifica-se um bom desempenho metrológico na bancada experimental de flexão desenvolvida por Pacheco (2014), uma vez que as incertezas expandidas apresentaram valores inferiores a 1% do valor medido em toda a faixa de medição.

4 EXPERIMENTOS

Este capítulo apresenta o planejamento experimental para a medição de tensões residuais nas amostras de tubos, assim como para a avaliação das tensões na bancada de flexão, esta composta de um tubo fletido com momento fletor conhecido.

Por fim, é planejada uma avaliação comparativa das tensões residuais medidas pelo método do furo cego utilizando tanto a interferometria a laser (dispositivo POLAR) quanto extensômetros de resistência elétrica. As medições são feitas em regiões tão próximas quanto possível, mas ainda suficientemente distantes para que não haja influência entre os resultados. O objetivo dessa análise é confirmar a confiabilidade do dispositivo POLAR utilizado neste estudo, já avaliada anteriormente em outros trabalhos.

4.1 Ensaios sem Carregamento

Todas as amostras de tubos apresentadas na Tabela 2 foram avaliadas sem qualquer carregamento externo.

Nesta condição, somente tensões residuais de fabricação foram medidas pela técnica do furo cego, via dispositivo POLAR.

Em amostras longas (Tubos 1, 4 e 7), as quais possuem comprimento nominal de 12 m, nove seções de avaliação (X1 à X9) foram distribuídas ao longo de sua extensão. O espaçamento entre elas está representado na Figura 27. Tal disposição visa à futura comparação entre as seções simétricas.

Vale ressaltar que o Tubo 7 é formado por dois segmentos idênticos (nomeados de A e B), unidos por uma solda circunferencial na seção identificada X5. Assim, o segmento A compreende as seções X1 a X5 enquanto B, as seções X6 a X9. As medições realizadas na seção X5 ocorreram a 150 mm da solda circunferencial.

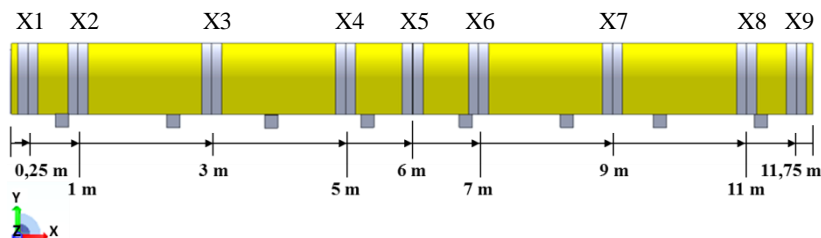


Figura 27 – Posição das seções de avaliação em tubos longos.

Em cada seção, considerou-se suficiente para a avaliação de toda a circunferência um conjunto de oito pontos de medição regularmente espaçados a 45°, conforme mostra a Figura 28. Adotou-se o cordão de solda como posição de referência da diretriz (ângulo zero). Entretanto, sabe-se que tal região sofre forte aquecimento localizado e ainda, pode conter material de adição. Por isso, evitou-se fazer o furo cego neste local. A solução foi realizar a medição a uma distância da ordem de duas vezes a largura do cordão de solda (tipo SAW), o que corresponde a aproximadamente 50 mm. Tal afastamento garante que a medição (nomeada 0° + 50 mm) seja realizada em uma região livre da influência da ZTA, conforme apresentou as Figuras 11 e 13, ao ilustrar as macroestruturas das soldas SAW e ERW, nesta ordem. Além disso, essa distância assegura o afastamento de possíveis desalinhamentos entre os cordões interno e externo (no caso de solda tipo SAW).

Assim, foram realizadas, no total, setenta e duas medições de tensões residuais na superfície externa de cada amostra longa. No Tubo 7, quarenta medições foram executadas no segmento A e trinta e duas, no segmento B.

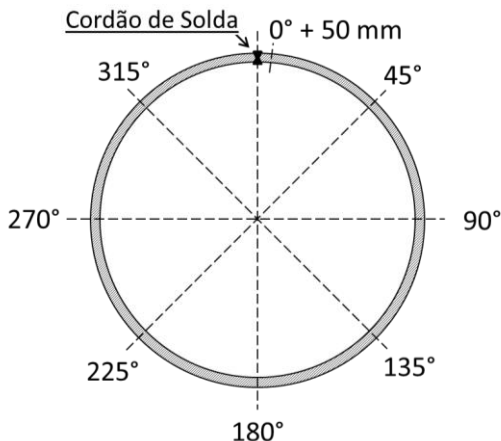


Figura 28 – Posição angular dos pontos de medição na seção de um tubo com costura.

Em amostras curtas (Tubos 2, 3, 5 e 6), as quais medem 500 mm, somente uma seção foi avaliada. O mesmo conjunto de oito pontos de medição e a mesma distância da linha de solda foi considerado (Figura 28). Tensões residuais foram medidas na superfície externa dessas

amostras e distantes 250 mm da borda, que é o mesmo afastamento aplicado às bordas livres de tubos longos.

Como ilustração, a Figura 29 exhibe o dispositivo POLAR durante o processo de medição de tensões residuais.

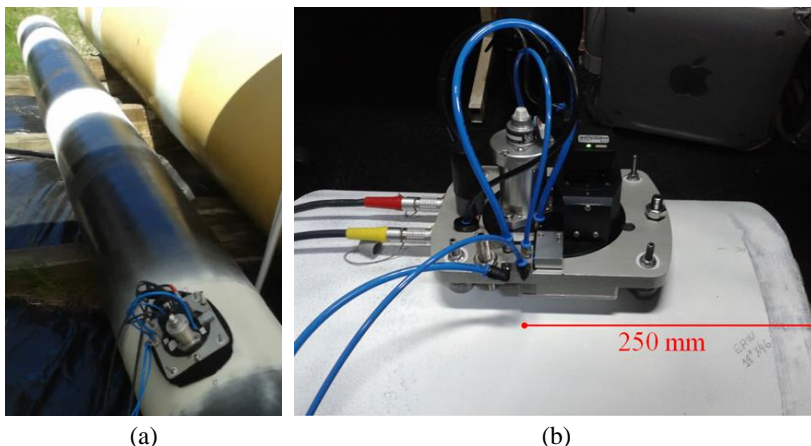


Figura 29 – Dispositivo POLAR em operação. Medição experimental de tensões residuais em (a) Tubo 4 e (b) Tubo 5, posição de medição à 250 mm da borda livre.

Finalmente, a última amostra a ser avaliada foi o Tubo 8, antes de receber o carregamento na bancada de flexão. As tensões residuais foram medidas nas seções S5 e S6 (ver Figura 24). Em cada uma delas, quatro pontos de medição foram considerados: posições 45° , 135° , 225° e 315° (apresentadas na Figura 31). O número de avaliações por seção foi menor nesta amostra, uma vez que Pacheco (2014) já havia identificado uma distribuição de tensão residual, nesta mesma amostra, equivalente à encontrada neste estudo.

4.2 Ensaio com Carregamento

Valores de referência de tensões de flexão foram estabelecidos na bancada experimental, já descritos no tópico 3.4.1.

Nesta condição, tensões combinadas foram medidas nas seções S3, S4 e S5 do Tubo 8 (indicadas na Figura 24). A técnica do furo cego foi utilizada por intermédio do dispositivo POLAR, como mostra a Figura 30.



Figura 30 – Medição de tensões na seção S3 do Tubo 8 por meio do dispositivo POLAR.

Em cada seção, foram avaliados oito pontos de medição equidistantes, conforme posicionamentos apresentados na Figura 31. A posição de referência coincide com a geratriz superior, lembrando que o Tubo 8 é sem costura. Com o carregamento, a região do extradorso sofre um esforço trativo enquanto no lado do intradorso, o esforço é compressivo.

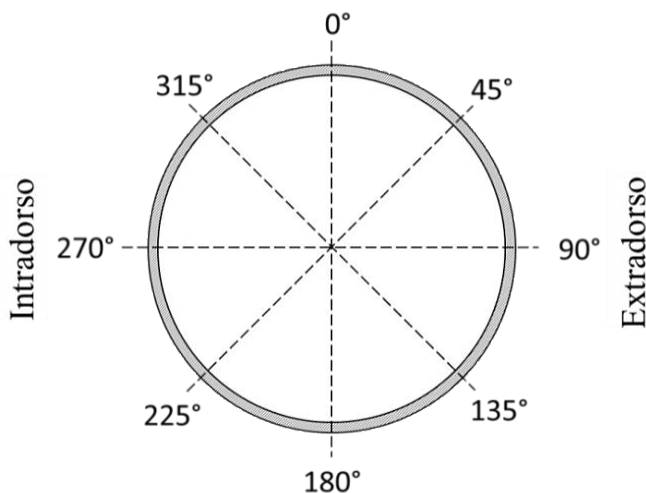


Figura 31 – Posição dos pontos de medição de tensões sob flexão para cada seção de avaliação.

4.3 Medição com Extensômetros Elétricos

A medição de tensões residuais utilizando extensômetros de resistência elétrica (*Strain Gages*, SG), na configuração tipo roseta triaxial, foi realizada em uma condição de ensaio seguindo todas as recomendações da norma ASTM E837-13a (2013). Tal resultado de medição foi comparado com o resultado adquirido por meio do dispositivo interferométrico POLAR (técnica DSPI), visando confirmar confiabilidade deste último.

Em estudo recente, Viotti e Albertazzi (2013) obtiveram bons resultados na comparação metrológica entre DSPI e a técnica tradicional com SG, ambas avaliadas pelo método do furo cego. Equivalência entre os resultados de medição adquiridos com ambas as técnicas também foi observada anteriormente por Viotti, Albertazzi e Kapp (2008).

Em vista disso, optou-se por realizar somente uma medição de tensão residual com extensômetros em virtude do longo tempo necessário para a realização da mesma.

Assim, utilizou-se uma roseta extensométrica (tipo A, conforme ASTM E 837-13a (2013)), modelo CEA-06-062UL-120 do fabricante *Micro-Measurements*. Esta foi conectada a uma ponte amplificadora de múltiplos canais (*Vishay Measurement Group, Micro-Measurements*, modelo P-3500). A configuração escolhida do circuito elétrico foi de $\frac{1}{4}$ de ponte.

A leitura de deformação ocorreu no mesmo equipamento a cada incremento de furação (um extensômetro de cada vez).

Tal medição comparativa ocorreu no Tubo 4 (sem carregamento), seção X7, posição 270°. A usinagem dos furos, em cada uma das técnicas, foi executada tão próxima quanto possível com o propósito de medir o mesmo perfil de tensão residual no material, permitindo a comparação.

É importante ressaltar que distância mantida entre os furos foi maior do que cinco vezes o diâmetro do orifício, visando evitar a influência entre as medições devido à concentração de tensão gerada pela usinagem. Nawwar e Shewchuk (1978) recomendam que o espaçamento entre furos seja igual ou maior a cinco diâmetros de distância entre centros.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Inicialmente, são apresentados e discutidos os resultados das medições realizadas na superfície externa das amostras de tubos, na ausência de carregamento externo. Consequentemente, as tensões apresentadas nos próximos parágrafos correspondem às tensões residuais geradas pelo processo de fabricação do tubo.

Na sequência são apresentados os resultados das medições de tensão de flexão, estas realizadas no tubo carregado na bancada experimental. Tais informações serviram de subsídio para avaliar as diferentes propostas no cálculo das grandezas que envolvem o carregamento externo em dutos.

Por fim, o capítulo apresenta os resultados da avaliação comparativa entre as medições de tensão residual com o método do furo utilizando a técnica DSPI e a tradicional, com extensômetros de resistência elétrica (SG). Esta avaliação foi realizada para comprovar a validade dos resultados adquiridos com o dispositivo POLAR.

5.1 Ensaios sem Carregamento: Medição de Tensões Residuais em Amostras de Tubos

O grande número de medição realizado nas amostras mostrou tanto características comuns quanto particulares entre os diferentes processos de fabricação de tubo.

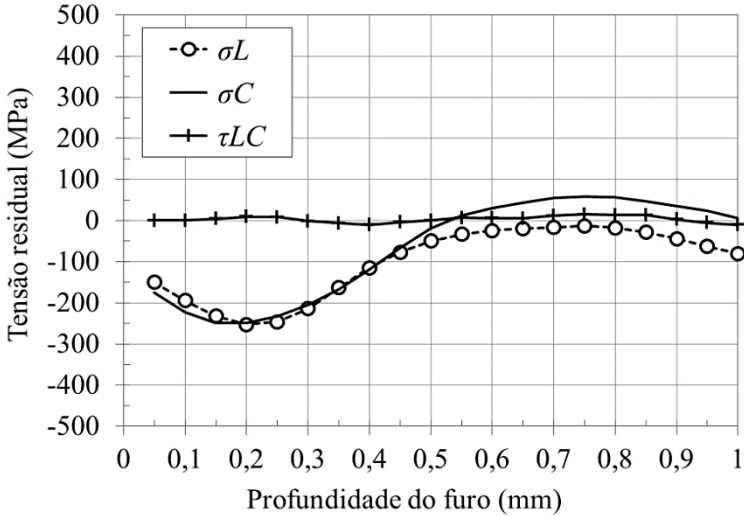
Como exemplo, a Figura 32 mostra a distribuição de tensões (longitudinais σ_L , circunferenciais σ_C e cisalhantes τ_{LC}) em função da profundidade para quatro pontos individuais de medição, cada qual realizado em uma amostra representativa de um processo de fabricação: (a) Tubo 1, conformação UOE; (b) Tubo 4, por solda ERW; (c) Tubo 7, conformação por calandras; (d) Tubo 8, trefilado a frio.

Convém destacar que tais amostras são bastante distintas entre si, não só no processo de fabricação, mas também nas especificações técnicas (diâmetro, espessura, material).

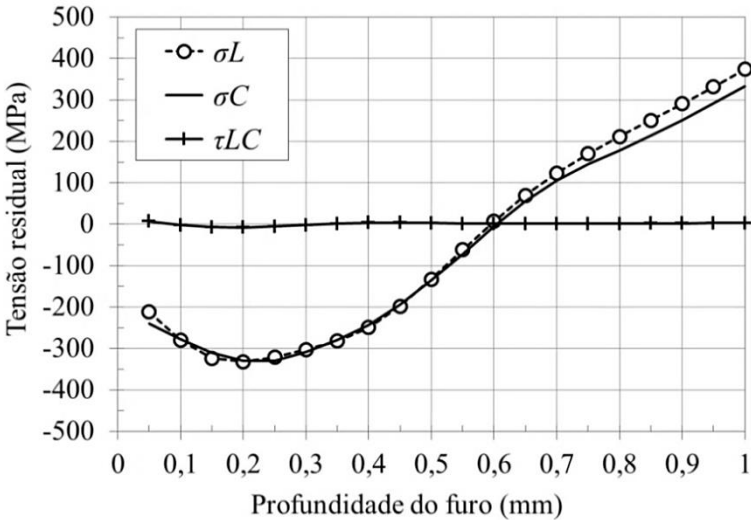
Em geral, independente do processo de fabricação, observa-se uma forte correlação entre as tensões longitudinais e circunferenciais. Em outras palavras, normalmente, essas tensões possuem a mesma distribuição ao longo da profundidade de furação, o que indica um estado de tensões equibiaxiais. Ademais, a tensão cisalhante manteve-se próxima de zero em toda a profundidade de avaliação, o que indica

tensões principais (σ_1 e σ_2) coincidentes com as tensões das direções longitudinal e circunferencial.

(continua)



(a) **Tubo 1** – Medição representativa. Amostra conformada no processo UOE.



(b) **Tubo 4** – Medição representativa. Amostra fabricada por solda ERW.

Figura 32 – Distribuição representativa de tensões residuais (pontos individuais de medição) para as amostras tubos com diferentes processos de fabricação.

(conclusão)

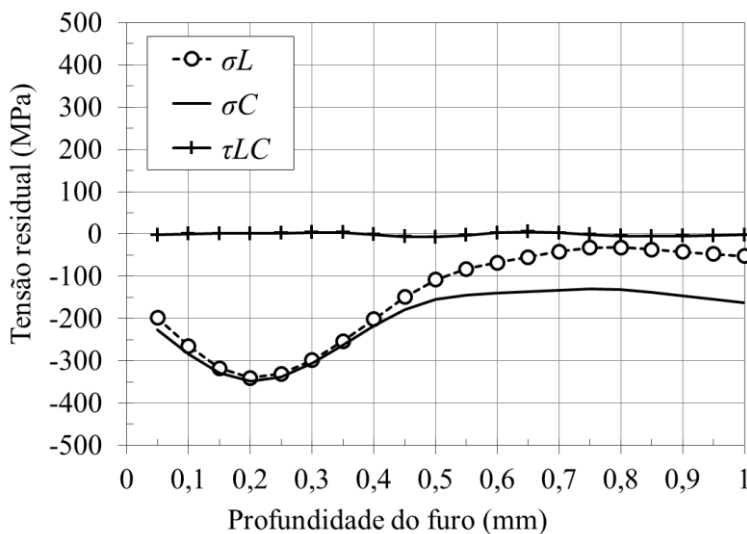
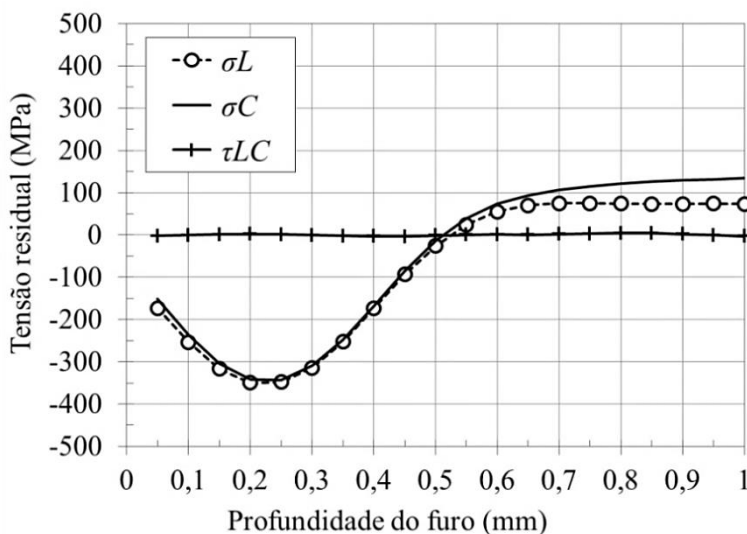
(c) **Tubo 7** – Medição representativa da amostra conformada por calandras.(d) **Tubo 8** – Medição representativa da amostra trefilada a frio (sem costura).

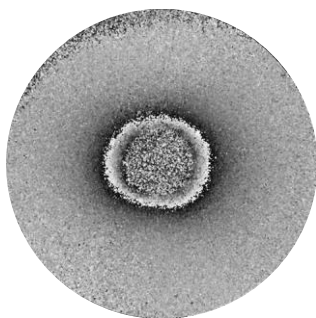
Figura 32 – Distribuição representativa de tensões residuais (pontos individuais de medição) para as amostras tubos com diferentes processos de fabricação.

A tendência do comportamento equibiaxial entre as tensões σ_L e σ_C é confirmada na Figura 33. Os mapas de diferença de fase, correspondentes às medições apresentadas na Figura 32, sinalizam as deformações radialmente uniformes em torno do furo mediante a formação de franjas circulares.

As franjas (níveis de cinza semelhantes) conectam pontos na superfície que têm a mesma quantidade de deslocamento radial. O número de franjas quantifica tal deslocamento e, consequentemente, a intensidade medida das tensões residuais.

Ainda na Figura 33, os tons de cinza indicam o caráter compressivo das tensões, conforme explica e apresenta Pacheco (2014).

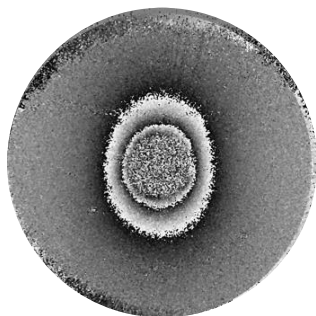
Vale enfatizar que, para todos os mapas de diferença de fase apresentados neste estudo, a direção horizontal e vertical da página representam, respectivamente, a direção longitudinal e circunferencial do tubo, conforme exhibe a Figura 34.



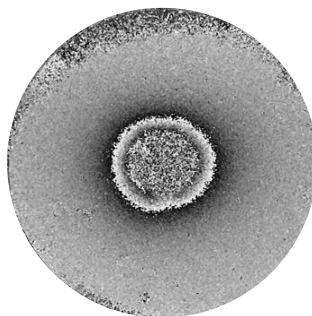
(a) Tubo 1 - Conformação UOE



(b) Tubo 4 – Fabricado por solda ERW



(c) Tubo 7 - Calandrado



(d) Tubo 8 - Trefilado a Frio

Figura 33 – Mapas de diferença de fase para o vigésimo passo de furação, referentes às medições de tensões residuais apresentadas anteriormente.

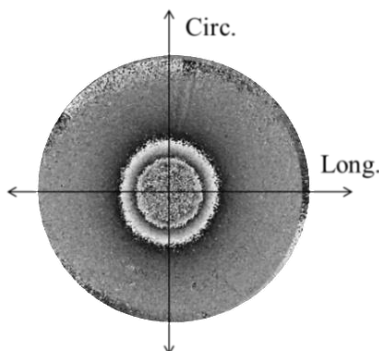


Figura 34 – Orientação da imagem interferométrica em relação ao eixo longitudinal e circunferencial do tubo, bem como às tensões medidas.

Voltando à Figura 32, análises comparativas entre os perfis podem ser feitas ao considerar a primeira e a segunda metade do ensaio:

(a) Primeira metade do ensaio (**profundidade até 0,50 mm**):

Nota-se nas quatro medições que, pelo menos, até o décimo passo de furação, os perfis de tensão (σ_L e σ_C) são compressivos e tendem a um comportamento equibiaxial. Além disso, observa-se que, independente do processo fabril, as tensões atingem valores mínimos na profundidade em torno de 0,20 mm. Isto sugere um possível tratamento superficial comum a todas as amostras (no tubo pronto), executado antes da aplicação do revestimento polimérico (porém, tal informação não foi encontrada/confirmada na literatura).

Ainda, os perfis de tensão tornam-se menos negativos com o avanço progressivo dos passos de furação, independentemente do processo de fabricação do tubo.

(b) Segunda metade do ensaio (**profundidade entre 0,50 e 1,00 mm**):

Nesta região de análise, para a maioria das amostras, o comportamento equibiaxial entre as tensões (σ_L e σ_C) já não é tão acentuado. Além disso, os perfis deixam de ser compressivos e passam a ser trativos, exceto na amostra Tubo 7, Figura 32 (c). Nesta, conformada por calandras, as tensões permanecem sempre negativas até o término do ensaio, sem indicar qualquer mudança de sinal. Essa presença contínua de tensões negativas pode favorecer o surgimento repentino das tensões trativas (talvez em pico), em algum local dentro da espessura de parede, a fim de manter o equilíbrio entre as tensões. Observa-se, ainda, que a tensão circunferencial é mais negativa do que a

longitudinal (valores na ordem de -130 e -40 MPa, respectivamente). Tal característica é visível no mapa de diferença de fase, Figura 33 (c), ao notar franjas mais alongadas na direção circunferencial, indicando a maior intensidade do sinal negativo.

Na análise individual das demais amostras, o Tubo 1 (Figura 32 (a)) apresenta tensão circunferencial positivas (em torno de 50 MPa) enquanto a longitudinal é negativa (mas próxima de zero). Nota-se essa diferença no mapa de diferença de fase, Figura 33 (a), de modo qualitativo, ao indicar franjas levemente alongadas na direção longitudinal (no caso, o sinal mais negativo). No entanto, observa-se neste ensaio individual a tendência das tensões estarem na região compressiva. Novamente, para manter o equilíbrio entre as tensões residuais no material, em algum momento, a área trativa deverá crescer.

No Tubo 8, única amostra que sofreu tratamento térmico (têmpera e revenimento) após o processo de fabricação, também apresentou leve separação das tensões nas direções de análise. Nem por isso, observam-se diferenças expressivas das tensões quando comparado com as demais amostras, principalmente na primeira metade do ensaio. Após a profundidade 0,70 mm, as tensões longitudinal e circunferencial mantêm-se praticamente constantes a 75 e 120 MPa, nesta ordem, Figura 32 (d).

Já no Tubo 4, Figura 32 (b), as tensões crescem continuamente, finalizando o ensaio com fortes tensões trativas, próximas de 350 MPa. Este valor é considerado alto, uma vez que corresponde a 78% do limite de escoamento mínimo deste material (valor de referência na Tabela 3). Todavia, considerando as tensões negativas medidas na primeira metade do ensaio, tal valor positivo vem favorecer o equilíbrio entre as tensões. O mapa de diferença de fase, Figura 33 (b), reflete a alta intensidade biaxial das tensões, ao apresentar maior formação de franjas em ambas as direções.

Na avaliação das amostras curtas típicas do processo UOE (Tubos 2 e 3) e ERW (Tubos 5 e 6), os resultados das medições individuais mostraram um comportamento das tensões semelhante ao observado na amostra de mesmo processo de fabricação, no caso, Tubo 1 e Tubo 4 (Figura 32 (a) e (b), respectivamente). A avaliação comparativa entre amostras de mesmo processo fabril será apresentada no tópico 5.1.1.

Estendendo a avaliação feita nas medições individuais (Figura 32) para o conjunto de oito de medições executado em uma seção, a Figura 35 exhibe, como exemplo, as tensões longitudinais e circunferenciais medidas ao longo da seção X7 do Tubo 1.

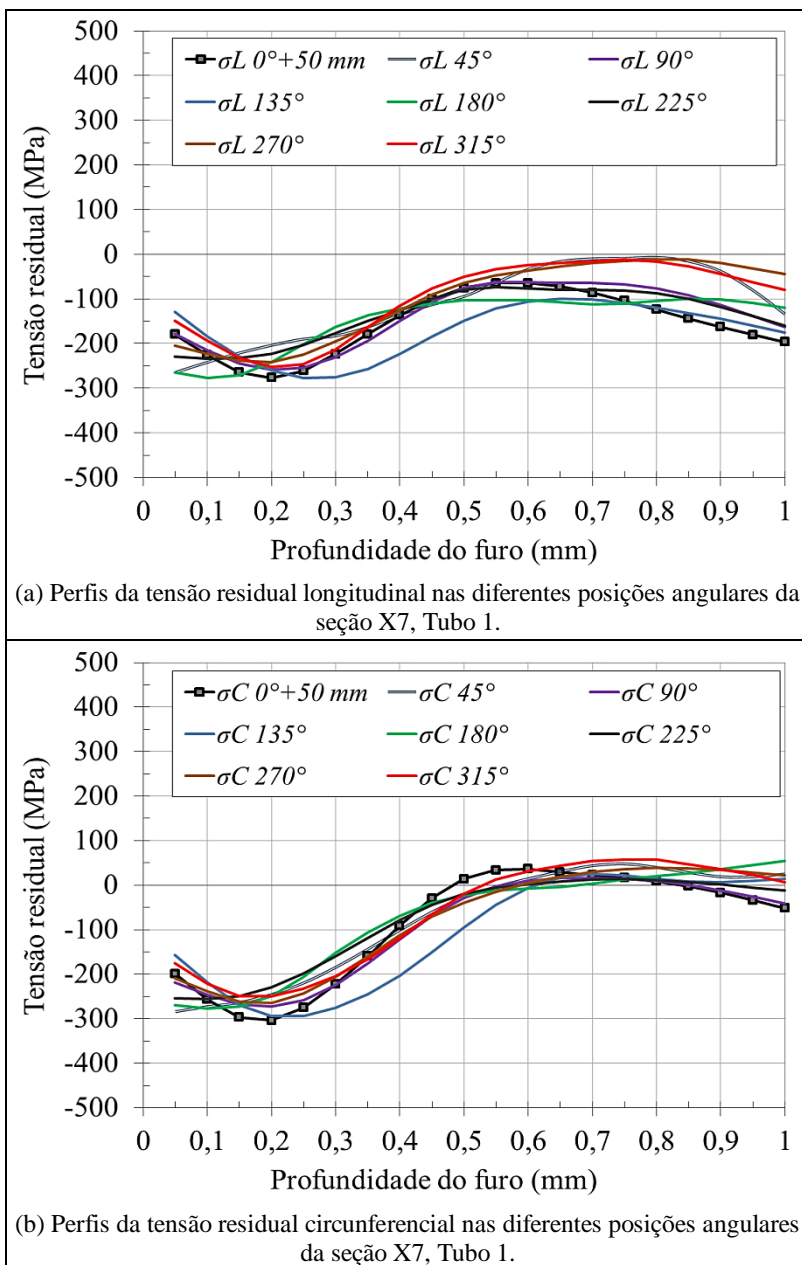


Figura 35 – Distribuição das tensões residuais em torno da seção X7, Tubo 1.

Nesta análise, geralmente, foram observados semelhanças entre os perfis de tensão adquiridos ao longo do perímetro da seção do tubo, inclusive na posição $0^\circ + 50$ mm, a mais próxima do cordão de solda. Esse comportamento foi identificado com frequência nas amostras de tubo com costura, independente do processo de fabricação.

Na Figura 35, nota-se que o perfil de tensões na posição 135° destoa dos demais. Porém, tal comportamento não foi reincidente em outras seções deste tubo. Observou-se que a variabilidade dos perfis acontecia de forma aleatória nas seções em avaliação.

Nas amostras de tubos longos, não foram observadas variações significativas de tensões entre as seções avaliadas, sejam elas simétricas ou não. Por isso, não é necessária aqui a reprodução de tais resultados.

Em outra análise, considerando agora todos os perfis de tensão adquiridos em n medições realizadas a cada amostra, calculou-se a média aritmética da tensão residual a cada profundidade de furação. Como resultado, obteve-se a distribuição da tensão residual longitudinal e circunferencial representativa da amostra, nomeada aqui com as siglas P3L e P3C (**P**erfil de **T**ensão **R**esidual: **L**ongitudinal e **C**ircunferencial, respectivamente). A dispersão dos resultados de n medições foi representada pela envoltória do perfil, que determina os valores limites, máximo e mínimo, das tensões medidas em cada amostra. A sigla EP3 (**E**nvoltória do **P**erfil de **T**ensão **R**esidual, seja na direção **L**ongitudinal, seja na **C**ircunferencial) identifica a envoltória no perfil, estimada a cada incremento pela equação da repetibilidade Re apresentada em Albertazzi e Souza (2008):

$$Re = \pm u \cdot t \quad (25)$$

onde u é a incerteza padrão a cada profundidade de análise, avaliada a partir de n medições e t é o coeficiente de *Student* com nível de confiança de 95% e número de graus de liberdade $n-1$. Considerou-se o mensurando variável e não se corrigiram os erros sistemáticos.

Dessa forma, a Figura 36 exhibe, como exemplo, a distribuição das tensões residuais (tanto longitudinal como circunferencial) e sua respectiva EP3, ao considerar todos os pontos avaliados no Tubo 1. Para as demais amostras em estudo, a mesma análise pode ser vista no Apêndice A.

Vale lembrar que nos Tubos 1, 4 e 7, setenta e dois pontos foram avaliados. Por sua vez, o tubo conformado por calandras é formado por dois segmentos de 6 m (A e B), nos quais foram realizadas, respectivamente, quarenta e trinta e duas medições. Finalmente, nos Tubos 2, 3, 5, 6 e 8, n corresponde a oito medições.

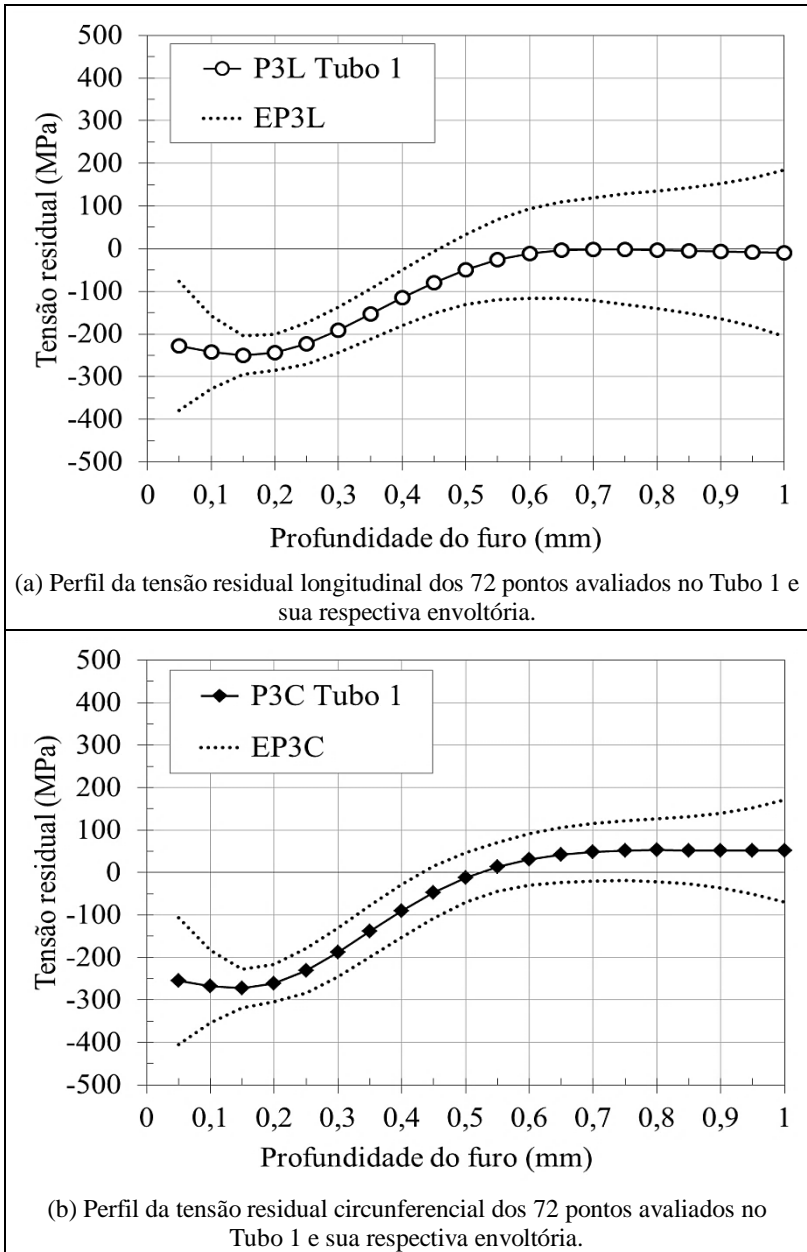


Figura 36 – Distribuição das tensões residuais médias: Tubo 1, processo UOE.

Ao avaliar a Figura 36, bem como as imagens apresentadas no Apêndice A, observa-se uma maior dispersão nos passos iniciais e finais de furação, o qual pode ser explicado pelas seguintes razões:

- (a) A dispersão dos resultados nos passos iniciais pode ser consequência de pequenas irregularidades superficiais (marcas geradas tanto nos processos de conformação quanto na aplicação do revestimento). Além disso, o baixo nível de deformação nos passos iniciais de furação também pode contribuir para o aumento da incerteza, como explica Schajer e Whitehead (2013).
- (b) A dispersão dos resultados nos últimos incrementos de furação pode ser atribuída, principalmente, ao mau condicionamento matemático do método integral utilizado para a avaliação do estado de tensões. Por se tratar de uma metodologia inversa, ele tem uma solução mal condicionada (*ill-posed*) (SCHAJER; WHITEHEAD, 2013). Consequentemente, as matrizes $\bar{\mathbf{a}}$ e $\bar{\mathbf{b}}$, aplicadas na Eq. 4, são menos sensíveis para os incrementos finais. Isto ocorre porque as constantes de calibração decrescem com o aumento da profundidade e, consequentemente, permitem que pequenas flutuações nas deformações medidas produzam grandes variações nas tensões calculadas. Com o aumento da profundidade de furação, as deformações na superfície em torno do furo (geradas pelo alívio de tensões) diminuem em magnitude e a sensibilidade da técnica é reduzida consideravelmente.

Por estas razões, a análise B, apresentada no tópico 3.3.1, selecionou o intervalo de avaliação entre as profundidades 0,20 e 0,80 mm, visando definir um valor S_L mais estável a cada ensaio.

Ainda sobre a faixa que compreende a envoltória EP3, em geral, esta foi maior para as tensões longitudinais, principalmente nas amostras de fabricação UOE (porém, tal dispersão não reflete os resultados de uma mesma posição angular nas seções de medição).

Uma possível explicação para a maior dispersão das tensões longitudinais em amostras UOE pode estar relacionada com a produção da chapa metálica durante as operações de laminação, antes da fabricação do tubo pela conformação UOE. Uma característica importante presente na laminação é a conservação do volume do material enquanto a espessura é reduzida (KYRIAKIDES; CORONA, 2007). Assim, o comprimento da chapa (associada com a direção longitudinal do tubo) aumenta ao passo que a espessura é diminuída, e a largura (relacionada com a direção circunferencial) é mantida praticamente constante durante o processo de laminação. Por estas

razões, a direção longitudinal da chapa pode ter variações maiores nas propriedades mecânicas, bem como nas deformações plásticas ocorridas nesta direção (KYRIAKIDES; CORONA, 2007).

5.1.1 Perfis de Tensão Residual Típicos

Em frente às avaliações realizadas nas diferentes amostras, são notáveis as semelhanças entre os perfis de tensão residual cujos tubos possuem mesmo processo de fabricação.

Dessa forma, a Figura 37 exibe um comparativo entre os perfis da tensão residual (longitudinal e circunferencial) para as amostras do processo UOE (Tubos 1, 2 e 3), as quais possuem especificações técnicas distintas (diferentes diâmetros, espessuras e graus do aço).

Nos perfis de tensão longitudinal, Figura 37 (a), nota-se maior variação até uma profundidade de 0,40 mm. Com o aumento da profundidade, os mesmos perfis tornam-se ainda mais semelhantes e com magnitude constante a partir de 0,60 mm, mesmo conhecendo a ampla envoltória observada em cada amostra. Para os perfis de tensão circunferencial, Figura 37 (b), também se observa a variação inicial e a mesma semelhança na segunda metade do ensaio. As tensões em ambas as direções são predominantemente compressivas, como observado nas informações apresentadas na revisão bibliográfica.

A mesma análise comparativa entre amostras com solda ERW pode ser vista na Figura 38 (Tubos 4, 5 e 6). Todas as amostras possuem o mesmo diâmetro, mas diferem na espessura de parede e no grau do aço. Mesmo assim, os perfis de tensão longitudinal e circunferencial, (Figura 38 (a) e (b)) seguem uma mesma tendência: tensões fortemente negativas nos passos iniciais (maior magnitude) e bastante positivas nos passos finais. No entanto, nota-se maior intensidade positiva na direção longitudinal que pode estar relacionada com a etapa inicial de desbobinamento da tira, conforme visto na revisão bibliográfica. Quanto à diferença entre os perfis de tensão dessas amostras, espera-se que o grau do material seja uma possível explicação, a qual deve ser confirmada mediante novas avaliações em outras amostras (Tubo 5 possui grau X46 enquanto Tubos 4 e 6 são X65 e X70, nesta ordem).

A amostra Tubo 7 (conformada por calandras) é formada pela união de dois segmentos de mesmo diâmetro, espessura e material. Os perfis de tensão em cada segmento são análogos entre si (ver Figuras A6 e A7, Apêndice A) com presença exclusiva de tensões compressivas (em ambas as direções) ao longo da profundidade de análise, como esperado no raciocínio apresentado na revisão bibliográfica.

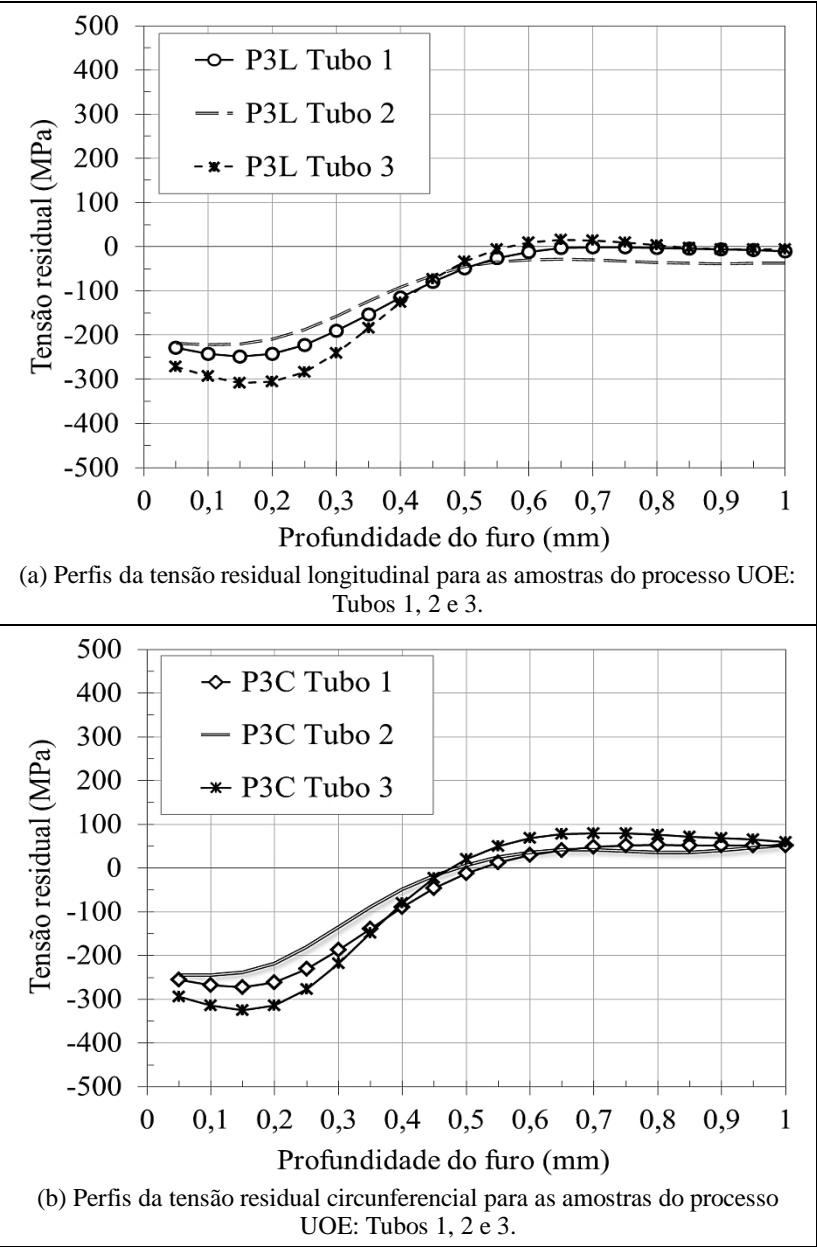


Figura 37 – Distribuição das tensões residuais medidas em amostras do processo UOE.

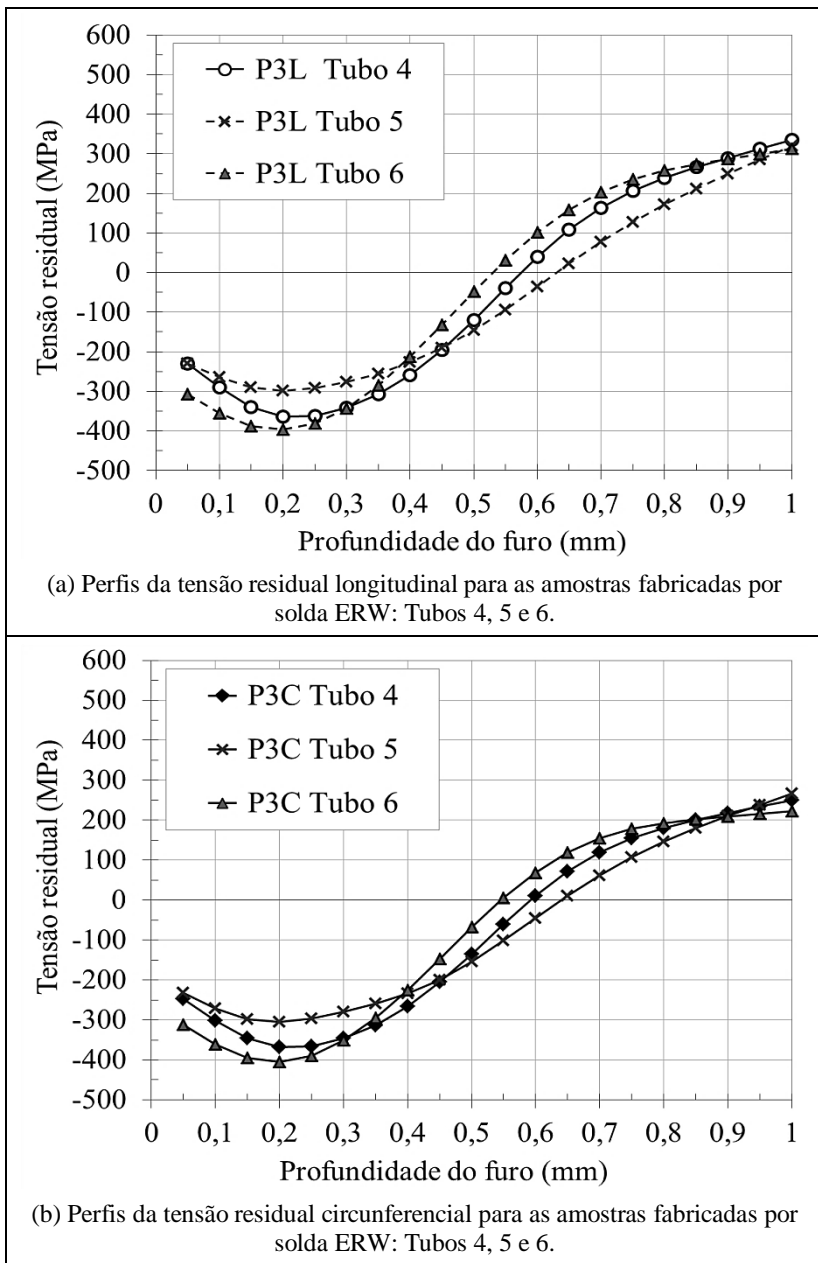


Figura 38 – Distribuição das tensões residuais medidas em amostras fabricadas por solda ERW.

Logo, parece evidente que os níveis de tensão residual são influenciados em maior intensidade pelo processo de fabricação do que pelas especificações do tubo, tais como a geometria e grau do aço.

Ainda sobre as Figuras 37 e 38: Os perfis de tensão para cada amostra de tubo são resultantes da avaliação particular em cada uma delas (lembrando que setenta e duas medições foram realizadas nos Tubos 1 e 4, ao passo que nas demais amostras, oito medições). Nem por isso, houve divergência entre o comportamento típico visto em cada processo de fabricação. Portanto, em uma seção transversal do tubo, a medição de alguns pontos equidistantes poderia ser suficiente para determinar um perfil representativo da tensão residual de toda a amostra.

Outra comparação pode ser vista na Figura 39. Esta apresenta as diferenças na distribuição de tensão entre as amostras, comparando os perfis de tensão (σ_L e σ_C) adquiridos nas amostras conformadas pelos processos UOE, ERW e por calandras (Tubos 1, 4 e 7-A, nesta ordem, todos com costura), além daquela trefilada a frio (sem costura, Tubo 8).

Para a primeira parte do ensaio (até 0,50 mm), a amostra Tubo 1, assim como as demais do processo UOE, apresentam tensões (em ambas as direções) menos compressivas. Por outro lado, o Tubo 4 apresenta as tensões mais negativas. Os perfis de tensão do Tubo 1 e 4 se cruzam a cerca de 0,55 mm de profundidade, o que que é semelhante ao ponto de inflexão encontrado nas amostras dos processos UOE e ERW.

Para o perfil do Tubo 7-A, este cruza apenas o perfil Tubo 4 na profundidade em torno de 0,45 mm, com tensão na ordem de -200 MPa (para ambas as direções).

Na segunda metade do ensaio (de 0,50 mm até o final), Tubo 7-A mante-se sempre negativo. O Tubo 4 apresenta fortes tensões trativas, principalmente na direção longitudinal. Já no Tubo 1, as tensões longitudinais estão próximas de zero enquanto a tensão circunferencial encontra-se levemente positiva.

Analisando a única amostra sem costura, os perfis de tensão σ_L e σ_C do Tubo 8 apresentam comportamento semelhante aos do Tubo 4, porém menos compressivo, até 0,55 mm de profundidade. Nos passos seguintes, os perfis tornam-se trativos e quase constantes (na ordem de 100 MPa) nos últimos sete incrementos de furação. Tais perfis cruzam todos os outros já apresentados, acima da profundidade 0,70 mm.

Na avaliação de todas as amostras, observa-se o predomínio de tensões compressivas na superfície externa dos tubos. Estas causam um efeito benéfico, visto que evitam a formação e crescimento de trincas, aumentam a resistência à fadiga, bem como à corrosão sob tensão.

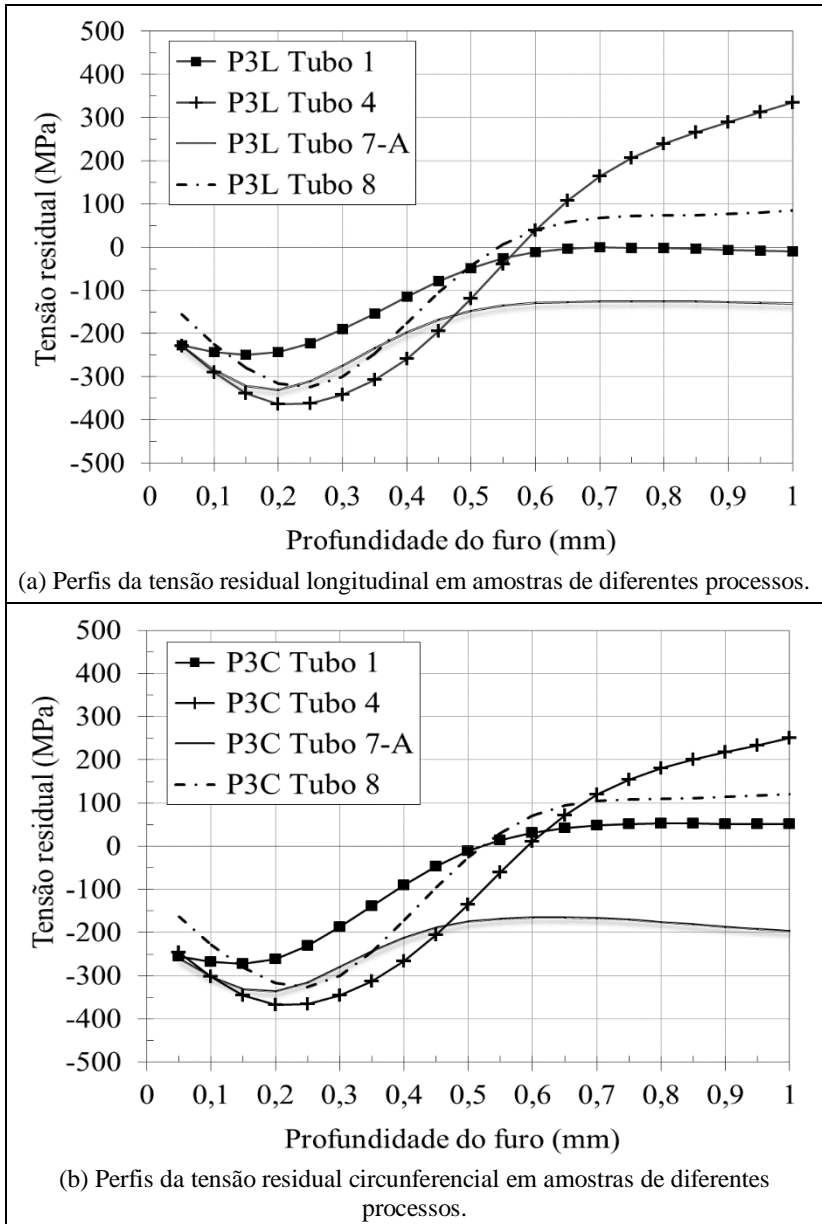


Figura 39 – Distribuição das tensões residuais em amostras conformadas pelos processos UOE, ERW e por calandras (com costura), além daquela trefilada a frio (sem costura).

5.2 Ensaios com Carregamento: Medição de Tensões sob Flexão

As medições de tensões sob flexão ocorreram no Tubo 8, sob um carregamento conhecido na bancada experimental.

Como exemplo, a Figura 40 exibe os mapas de diferença de fase das oito posições de medição que circundam a seção S3. Assim, na presença do estado de flexão, o extradorso do tubo sofre um esforço trativo enquanto, no intradorso, o esforço é compressivo.

Nessa figura, evidenciam-se as mudanças nos mapas de diferença de fase conforme a influência da tensão de flexão. A formação de franjas reflete a intensidade de tensão em cada posição angular. Por esse motivo, as geratrizes 90° e 270° , sob máxima influência do estado de flexão, apresentam maior quantidade de franjas do que, por exemplo, as medições vizinhas. O mesmo comportamento de formação de franjas foi visto nas seções S4 e S5, porém em maior intensidade nas regiões de máxima solicitação, visto que o momento fletor é superior (ver Apêndice B).

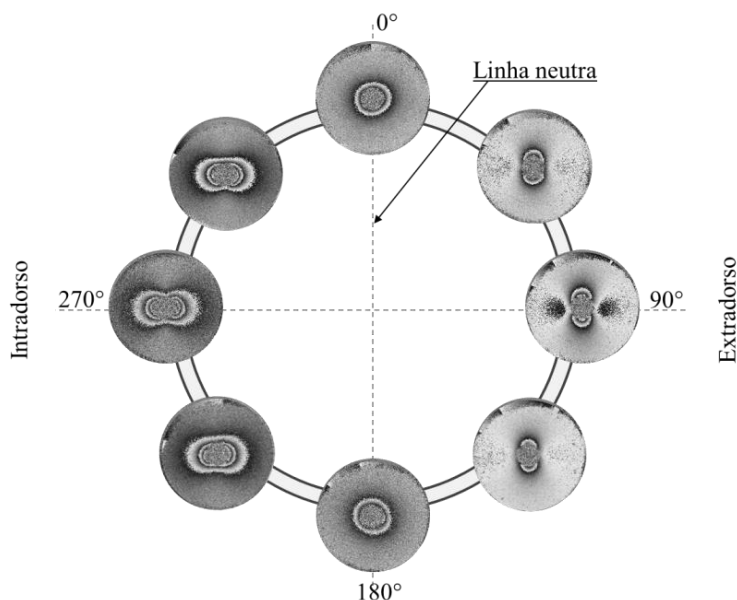


Figura 40 – Mapas de diferença de fase (para o vigésimo passo) das medições de tensão sob flexão ao longo da seção S3, Tubo 8.

Ainda na Figura 40, nas posições de medição 0° e 180° (coincidentes com a linha neutra), nota-se o padrão de franjas circulares

idêntico ao observado na avaliação sem carregamento externo, Figura 33 (d), quando tensões residuais foram medidas. Consequentemente, também foram observadas tensões equibiaxiais (entre σ_L e σ_C) nos resultados adquiridos na linha neutra. Como exemplo, a Figura 41 mostra a distribuição de tensões na posição 180° , a qual é semelhante ao comportamento visto na posição 0° dessa seção.

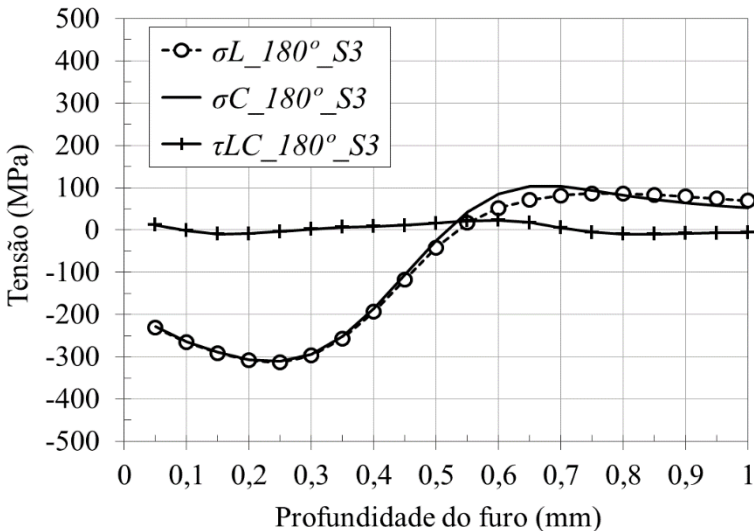


Figura 41 – Distribuição das tensões na posição 180° , linha neutra da seção S3 do Tubo 8 sob flexão.

No extradorso do tubo (Figura 40), entre os ângulos 45° a 135° , as franjas apresentam comportamento coerente à tensão trativa longitudinal. As tensões compressivas, de origem residual, são atenuadas na direção longitudinal pelas tensões trativas geradas pela flexão. Este fenômeno pode ser observado na Figura 42, a qual exhibe o comportamento da tensão longitudinal σ_L na posição 90° , este acima dos perfis de tensão encontrados na linha neutra (0° e 180°).

O contrário, porém, pode ser visto na região do intradorso (posições entre 225° e 315°). As tensões residuais compressivas, presentes no local, são intensificadas na direção longitudinal pela tensão de flexão que, por sua vez, desloca o perfil de tensão longitudinal para baixo, conforme mostra a Figura 42. A distribuição da tensão σ_L na posição 270° encontra-se abaixo dos perfis de tensão referentes à linha

neutra e, por esta razão, o padrão de franjas torna-se mais alongado e intenso na direção longitudinal (ver intradorso, Figura 40).

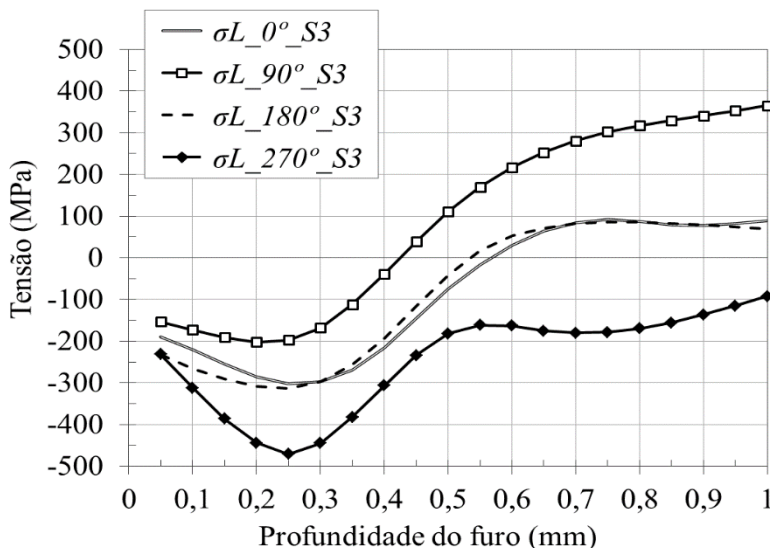


Figura 42 – Distribuição da tensão longitudinal em três posições distintas da seção S3 quando em flexão.

Quanto às tensões σ_L e σ_C no extradorso e intradorso do tubo, observou-se que elas não são equibiaxiais. O Apêndice C mostra a distribuição dessas tensões nos ângulos 90° e 270° da seção S3. Tal comportamento de afastamento das tensões deve-se ao efeito do momento fletor na seção transversal do tubo.

Ainda na mesma seção sob flexão, a Figura 43 (a) mostra a distribuição da tensão circunferencial σ_C nas posições 0° e 180°, além do perfil da tensão σ_C média, este calculado mediante a média aritmética de cada incremento de furação, considerando os oito pontos medidos ao longo da seção S3. Já a Figura 43 (b) apresenta o comparativo entre os perfis de σ_C média para as seções S3, S4 e S5 do Tubo 8 sob flexão. Adicionalmente, tanto em (a) quanto em (b), há o perfil de tensão residual, P3C, e a envoltória do perfil, EP3C, ambos estimados para o Tubo 8 quando o mesmo estava livre de qualquer carregamento externo (tal como ilustrados na Figura A8 (b), no Apêndice A).

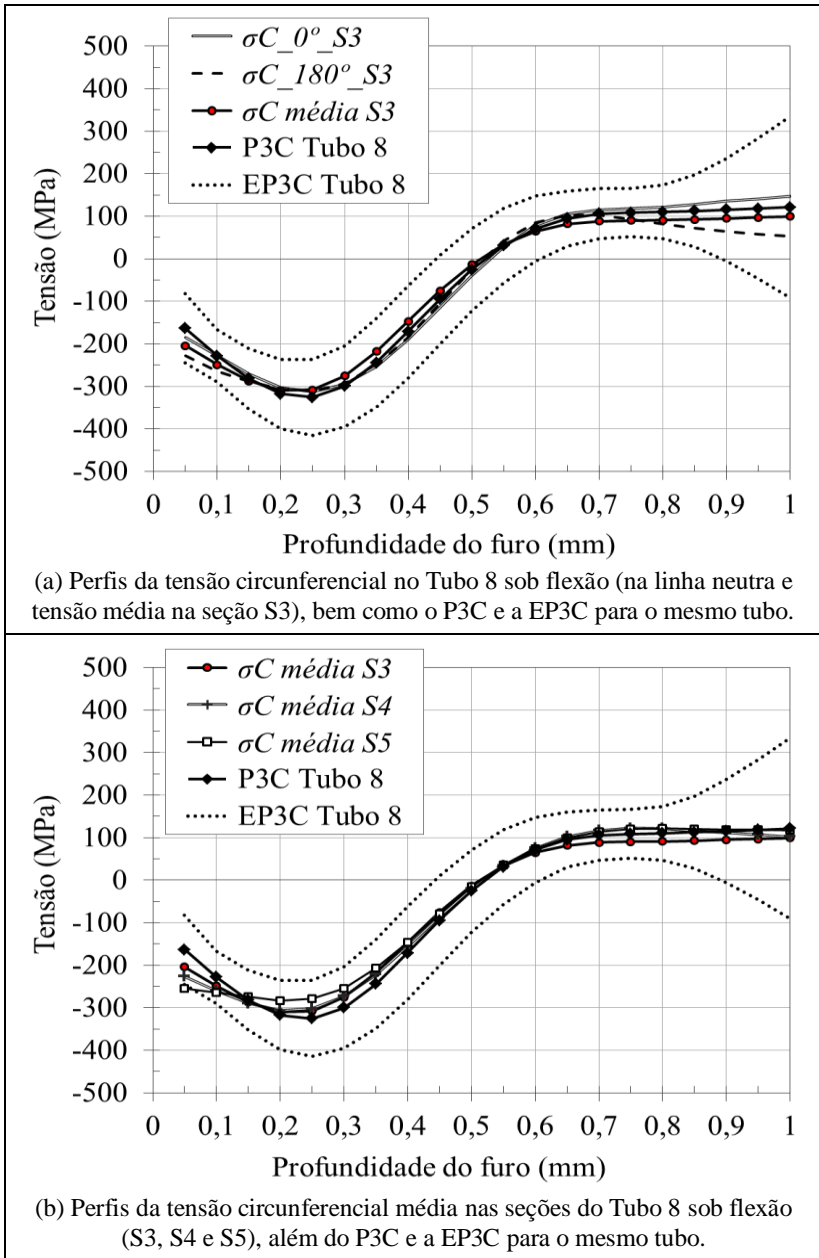


Figura 43 – Comparativo entre os perfis de tensão circunferencial no Tubo 8, quando com ou sem flexão.

As similaridades entre as tensões circunferenciais no Tubo 8 são bastante interessantes, seja sob flexão (na linha neutra e entre σ_c média das seções), seja na comparação com as tensões residuais. Ademais, elas estão contidas na EP3C. Diante do estado de flexão, as tensões circunferenciais são menos afetadas e, por isso, os perfis da σ_c média das seções são semelhantes ao P3C.

Em avaliações em campo, quando nenhuma informação é conhecida sobre o carregamento, estes resultados sugerem que as tensões circunferenciais possam ser estimadas pela combinação da parcela de tensão residual mais a parcela oriunda da pressão interna, esta bem definida (PACHECO, 2014). Dessa forma, a componente de tensão residual circunferencial pode ser estimada e relacionada à σ_c média. Considerando que as tensões residuais são equibiaxiais, a tensão circunferencial poderia ser utilizada como estimativa da tensão residual longitudinal para compensar o efeito da tensão residual longitudinal na estimativa da carga axial atuante no duto. Isto eliminaria a necessidade de uma amostra desconectada ao duto para a avaliação de tensões residuais.

5.2.1 Avaliação das Propostas que Definem a Tensão Longitudinal Característica de uma Medição

Como esclarecido anteriormente, o processo de medição com a técnica do furo cego pode oferecer, como resultado, um perfil de tensão em função da profundidade. No entanto, para calcular a intensidade do carregamento externo atuante em um tubo sob flexão, é necessário extrair um valor de tensão longitudinal S_L que seja característico do perfil de tensão de um ensaio. Para isso, dezessete propostas foram apresentadas no tópico 3.3.1, sendo elas avaliadas por meio dos resultados adquiridos nas medições de tensão com carregamento (Tubo 8). A seguir, apresentam-se os resultados e discussões dessas avaliações.

- Tensão de flexão e momento fletor

Em meio às propostas avaliadas, algumas se mostraram relacionadas com os valores de referência da bancada de flexão (determinados pelos extensômetros de resistência elétrica e célula de carga). Todavia, boa parte das propostas não levou a valores de tensão de flexão comparáveis com os de referência.

Na análise que se segue, nenhum valor S_L calculado a partir das diferentes propostas foi considerado ponto espúrio pelo método estatístico de *Peirce*, apresentado por Ross (2003).

Assim sendo, diante dos valores adquiridos de tensão de flexão e de momento fletor, podem ser consideradas promissoras as seguintes estratégias:

- Proposta 4: Avaliação na profundidade 0,60 mm;
- Proposta 9: Média aritmética do perfil de tensão de 03 passos;
- Proposta 13: Média ponderada com 03 passos de furação;
- Proposta 17: Média ponderada com 03 passos de furação - ASTM.

Nestas, os resultados adquiridos foram muito semelhantes entre si, tanto nos valores medidos quanto nos cálculos de incerteza. As tabelas contidas no Apêndice D exibem os resultados destas e das demais propostas.

Como exemplo, a Figura 44 apresenta os resultados obtidos com a Proposta 4, limitado às três seções em análise (S3, S4 e S5). Os valores medidos e as incertezas expandidas estão representados no diagrama de referência (momento fletor e distribuição da tensão de flexão). Para o cálculo dos intervalos de confiança, determinou-se o número graus de liberdade efetivo segundo equacionamentos indicados por Castrup (2010), que apresenta uma variação da equação de *Welch-Satterthwaite* aplicável às combinações de erros independentes e correlacionados.

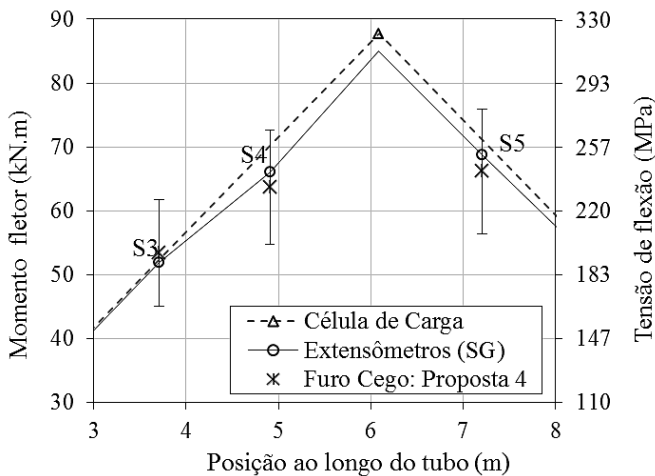


Figura 44 – Resultados da Proposta 4 e suas incertezas expandidas no diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão (valores de referência).

A Figura 44 representa bem os resultados encontrados nas propostas julgadas promissoras para os cálculos de tensão e grandezas atuantes em um padrão de flexão. Os valores medidos estão próximos aos de referência, bem como a incerteza foi relativamente pequena (comparado com outras propostas). No entanto, escolheu-se a Proposta 4 como representante desse grupo pela fácil aquisição do valor S_L .

Ainda na análise das propostas, outras foram consideradas razoáveis:

- Proposta 2: Avaliação na profundidade 0,50 mm;
- Proposta 3: Avaliação na profundidade 0,55 mm;
- Proposta 5: Avaliação na profundidade 0,65 mm;
- Proposta 6: Média aritmética do perfil de tensão de 20 passos;
- Proposta 7: Média aritmética do perfil de tensão de 13 passos.

Tal classificação deveu-se à elevada incerteza expandida apresentada pelas propostas ou ainda, ao valor medido divergente do valor de referência (mesmo quando o intervalo de confiança da proposta o compreendia).

A Figura 45 mostra os valores medidos das propostas consideradas razoáveis no diagrama de momento fletor e tensão de flexão. Os resultados completos podem ser vistos no Apêndice D.

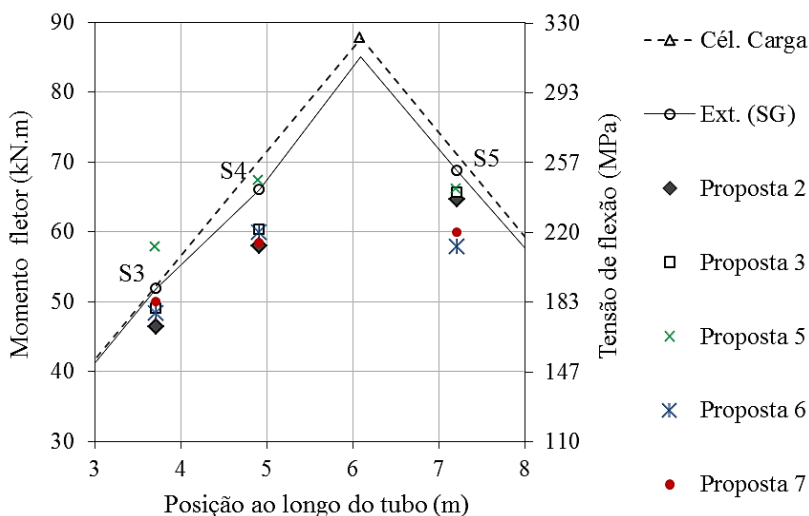


Figura 45 – Resultado das propostas consideradas razoáveis no diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão.

As Propostas 6 e 7 foram as melhores avaliadas, mesmo apresentando valores medidos inferiores aos da referência. Todavia, seus intervalos de confiança foram os menores deste grupo.

Por fim, as demais propostas foram julgadas impróprias quanto à estimativa da distribuição de tensão e seu momento fletor. Seus resultados não se aproximaram dos valores de referência e suas incertezas, por vezes, foram demasiadas (ver Apêndice D). Assim, foram consideradas inválidas as seguintes estratégias:

- Proposta 1: Tensão uniforme até a profundidade de 1 mm;
- Proposta 8: Média aritmética do perfil de tensão de 08 passos;
- Proposta 10: Média ponderada com 20 passos de furação;
- Proposta 11: Média ponderada com 13 passos de furação;
- Proposta 12: Média ponderada com 08 passos de furação;
- Proposta 14: Média ponderada com 20 passos de furação - ASTM;
- Proposta 15: Média ponderada com 13 passos de furação - ASTM;
- Proposta 16: Média ponderada com 08 passos de furação - ASTM.

Dessa forma, a Figura 46 apresenta os valores medidos por estas propostas no diagrama de momento fletor e tensão de flexão. Detalhes sobre os resultados e intervalos de confiança podem ser vistos no Apêndice D.

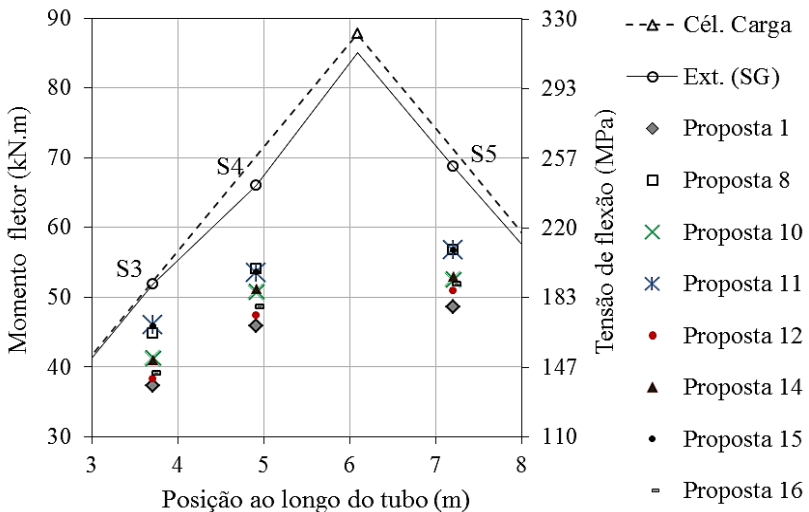


Figura 46 – Resultado das propostas consideradas inválidas no diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão.

- Orientação da linha neutra

Quanto à determinação da orientação da linha neutra, em geral, todas as propostas mostraram-se adequadas. Os valores medidos estiveram bastante próximos do valor de referência e suas incertezas foram relativamente pequenas.

Vale lembrar que, devido à configuração do dispositivo de flexão, a linha neutra de referência encontra-se na vertical, ou seja, na posição angular 0° .

Como exemplo, a Figura 47 apresenta um gráfico qualitativo com orientação da linha neutra determinada nas três seções utilizando a Proposta 4. Porém, este é bastante representativo para com os resultados adquiridos na maioria das propostas.

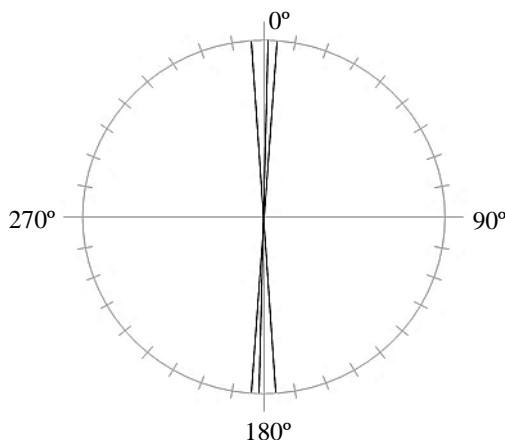


Figura 47 – Orientação da linha neutra nas três seções segundo a Proposta 4.

No conjunto de propostas classificadas como promissoras, o valor medido da linha neutra esteve entre -4° e 4° , sendo os erros inferiores a 10° (em todos os casos).

Já para as propostas consideradas razoáveis, o valor medido esteve entre -6° e 4° . Entretanto, os mesmos apresentaram maior intervalo de confiança: 60% das medições tiveram incerteza expandida entre 10° e 20° e 40%, entre 4° e 8° . A Proposta 2 foi a que apresentou maior faixa de incerteza (com máxima de 20°). Por outro lado, a Proposta 7 foi a menor (com máxima de 8°).

Finalmente, as propostas julgadas impróprias ou inválidas para o cálculo da distribuição de tensões e momento fletor apresentaram, entretanto, resultados aceitáveis na avaliação da orientação da linha

neutra. O valor medido esteve entre -5 e 3° , com incerteza expandida entre 7 e 13° .

No Apêndice D é possível constatar os valores calculados para a orientação da linha neutra e respectivos intervalos de confiança para cada proposta em estudo.

- Carregamento Axial e Tensão Axial

Para todas as propostas avaliadas anteriormente, observou-se a presença de carregamento axial e, consequentemente, tensão axial diferente de zero. Embora a bancada de flexão não tenha sido desenvolvida para aplicar e avaliar tensões axiais, sua presença nos resultados experimentais encorajam a procura de possíveis causas para sua existência. Considerando as magnitudes encontradas, observou-se que uma possível causa seria a presença das tensões residuais existentes no tubo geradas pela fabricação.

Como exemplo, Tabela 10 exhibe os valores de tensão axial (equivalente à tensão longitudinal média, S_L^{med}) obtidos na seção S3 do Tubo 8 sob flexão (ver coluna “Tensões Combinadas”: tensões residuais somadas as tensões geradas pela flexão). Os valores de tensão axial foram obtidos por meio das Propostas 4, 6 e 7 (estas, consideradas as mais adequadas na avaliação mostrada previamente na bancada experimental).

Tabela 10 – Tensão axial na seção S3.
Antes e após compensar as tensões residuais.

Seção S3			
Propostas para determinar o valor único S_L	Tensões Combinadas		Compensando as Tensões Residuais
	S_L^{med} (MPa)	S_C (MPa)	S_L^{med} (MPa)
Proposta 4	$32,0 \pm 8,5$	$+64,7$	$-32,7 \pm 8,5$
Proposta 6	$-86,9 \pm 8,1$	$-62,9$	$-24,0 \pm 8,1$
Proposta 7	$-82,9 \pm 5,1$	$-69,2$	$-13,7 \pm 5,1$

Diante da presença de tensão axial nos resultados adquiridos na bancada de flexão, buscou-se cancelar tal tensão por intermédio da anulação do efeito das tensões residuais. Por isso, estimou-se o valor

único da tensão circunferencial S_c para cada proposta (ainda na coluna “Tensões Combinadas”), considerando este valor equivalente à tensão residual na direção longitudinal. Esta suposição baseia-se no fato de terem sido encontradas tensões residuais equibiaxiais em todas as amostras apresentadas até o momento, inclusive no Tubo 8 que constitui a bancada de flexão.

Assim, determinou-se o valor S_c considerando a equivalência entre o perfil de tensão residual circunferencial e o perfil de tensão circunferencial média (σ_c média) em cada seção sob flexão (como mostrou a Figura 43 (b)). Nota-se que os valores de S_c não são iguais, já que cada proposta adota uma estratégia de cálculo diferente para determinar a tensão característica.

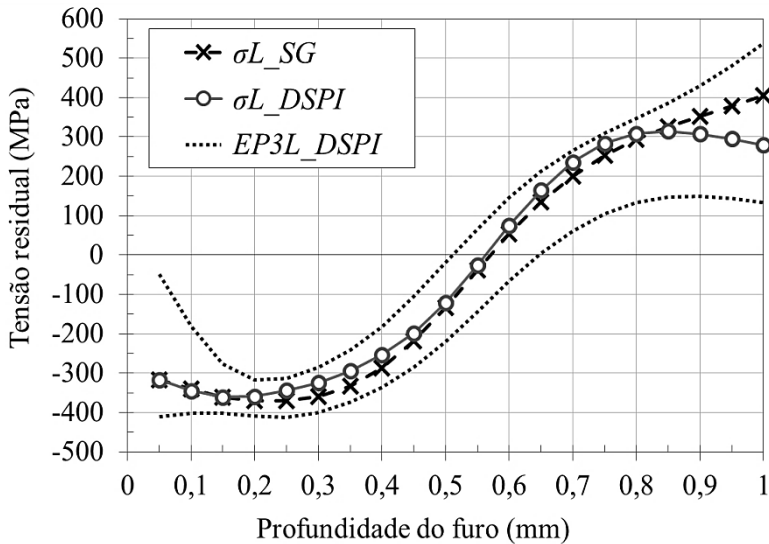
O novo valor de tensão axial, após anular o efeito das tensões residuais (ver Tabela 10, coluna “Compensando as Tensões Residuais”), ocorreu pela diferença entre S_L^{med} e S_c , estes adquiridos mediante as tensões combinadas. Como resultado, esperava-se que o novo valor de tensão axial fosse zero ou muito próximo disso. Entretanto, isto não foi evidenciado em nenhuma das propostas.

O que se observou foi a redução dessa tensão de aproximadamente 66 MPa. Mesmo assim, considerou-se válida a anulação das tensões residuais por meio dessas propostas, já que trouxe uma informação mais realista sobre a tensão axial presente na bancada de flexão (principalmente com a Proposta 7). Porém, novos estudos e avaliações experimentais devem ser realizados, não só para tentar entender os possíveis motivos relacionados com estas diferenças (sobretudo na Proposta 4), mas também para avaliar com mais detalhes o efeito da flexão sobre as tensões circunferenciais.

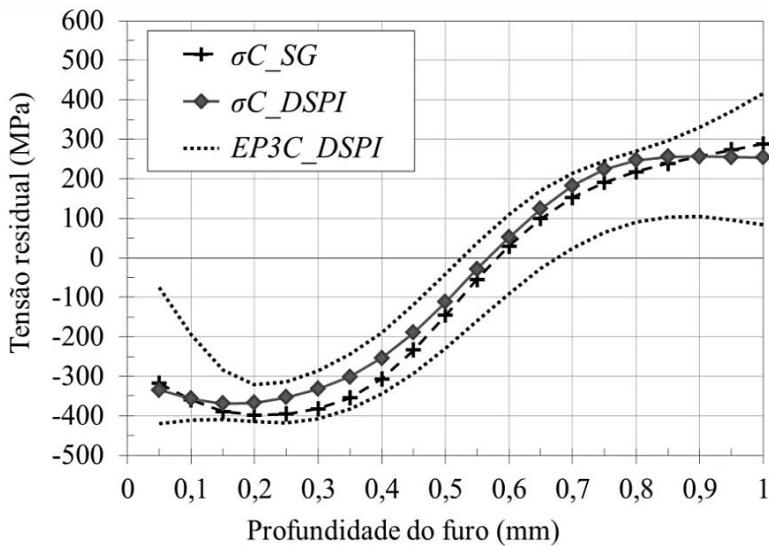
5.3 Medição Comparativa entre as Técnicas DSPI e SG

Como mencionado anteriormente, essa análise visa confirmar a confiabilidade do dispositivo POLAR utilizado neste estudo, já comprovada anteriormente em outros trabalhos.

Assim, a Figura 48 exhibe os resultados obtidos por meio das medições com o dispositivo POLAR (técnica DSPI) e com a roseta extensométrica (SG). As envoltórias EP3L e EP3C também estão apresentadas. Estas são resultantes da avaliação com a técnica DSPI no Tubo 4, as mesmas apresentadas na Figura A3 (Apêndice A).



(a) Perfis da tensão residual longitudinal para as medições individuais com extensometria (SG) e com o dispositivo POLAR (DSPI).



(b) Perfis da tensão residual circunferencial para as medições individuais com extensometria (SG) e com o dispositivo POLAR (DSPI).

Figura 48 – Medições comparativas entre as técnicas DSPI e SG no Tubo 4 para as tensões (a) longitudinais e (b) circunferenciais.

Vale lembrar que as medições comparativas foram realizadas sobre uma mesma superfície com o método do furo cego, respeitando a distância mínima entre furos maior do que cinco vezes o diâmetro do orifício, como mostra a Figura 49.

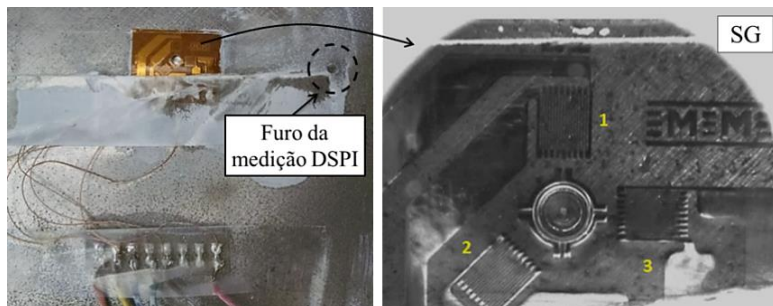


Figura 49 – Medição de tensão com o método do furo cego. Roseta extensométrica (SG) instrumentada próxima ao furo da medição com DSPI.

Na análise comparativa entre DSPI e SG, observa-se boa concordância dos resultados experimentais. Para cada incremento de furação, as medidas quantitativas de tensão são comparáveis e equivalentes. Os perfis de tensão σ_L e σ_C adquiridos com SG esteve dentro da envoltória do perfil ao longo de toda profundidade de análise.

Finalmente, os perfis de tensão de ambas as técnicas seguem o mesmo comportamento dos perfis P3L e P3C do Tubo 4 (Figura A3 do Apêndice A): até a profundidade do furo em torno de 0,55 mm, os perfis σ_L e σ_C são negativos, ao passo que tornam-se positivos nos passos subsequentes. Ao final do ensaio (profundidade de 1,00 mm) as tensões são altamente trativas, com valores mínimos da ordem de 55% do limite de escoamento para o material API 5L X65.

6 ESTUDO DE CASO

O presente capítulo apresenta as medições realizadas em campo durante a substituição de um trecho de duto enterrado.

Antes do seccionamento do duto, tensões mecânicas foram medidas pelo método do furo cego com o dispositivo POLAR. Os resultados foram aplicados nas Propostas 4 e 6, vistas anteriormente, para determinar o carregamento externo atuante no duto.

No seccionamento do trecho, deformações foram medidas com extensômetros de resistência elétrica para conhecer o alívio de tensões gerado pelo corte. Os resultados foram comparados com os estimados previamente com as Propostas 4 e 6.

O trecho substituído tinha as seguintes características: material API 5L X46, diâmetro nominal externo de 323,8 mm (NPS 12) e espessura nominal de 7,9 mm. Não havia registros sobre a fabricação do tubo, mas, possivelmente, a solda era do tipo SAW. Outros dados que identificam o duto e o local avaliado foram propositalmente omitidos em atendimento a requisitos de sigilo.

6.1 Medição de Tensões Mecânicas em Duto de Transporte

Antes do seccionamento do trecho, o duto encontrava-se em operação, ora com o produto em repouso, ora em bombeio. A pressão do produto durante o repouso era de 50,5 bar (51,5 kgf/cm²) e, durante o bombeio, de 57,4 bar (58,5 kgf/cm²).

Nessas ocasiões, foram realizadas medições de tensões mecânicas pelo método do furo cego em três seções transversais de um único segmento de tubo (S1 e S2 com o produto em repouso, S3 em bombeio). A Figura 50 (a) indica tais seções, as quais estavam separadas entre si a uma distância de 3,6 m. O tubo exposto possuía comprimento total de 12,7 m e encontrava-se engastado no terreno. As seções S1 e S2 estavam afastadas do engaste mais próximo a 1,7 e 3,8 m, respectivamente.

Em cada seção, definiram-se cinco pontos de medição regularmente espaçados (a cada 72°), segundo recomendações de Pacheco (2014). A Figura 50 (b) ilustra as posições angulares de avaliação. A orientação adotada foi o sentido horário, na direção do fluxo, sendo o ponto superior definido como a posição angular 0°. As medições foram afastadas do cordão de solda e de qualquer anomalia na espessura. Por isso, as seções foram inspecionadas por ultrassom, o qual apontou espessura de parede de $(7,9 \pm 0,2)$ mm.

Ainda na Figura 50 (a), é possível notar que o trecho em avaliação apresentava uma curvatura num plano inclinado, localizada entre as seções S1 e S3. Tal curvatura pode ser consequência de uma acomodação do solo ou ainda o tubo pode ter sofrido um curvamento a frio durante a fase de montagem.

A medição de tensões mecânica foi realizada com o dispositivo POLAR, Figura 51, segundo o procedimento apresentado no tópico 3.2.

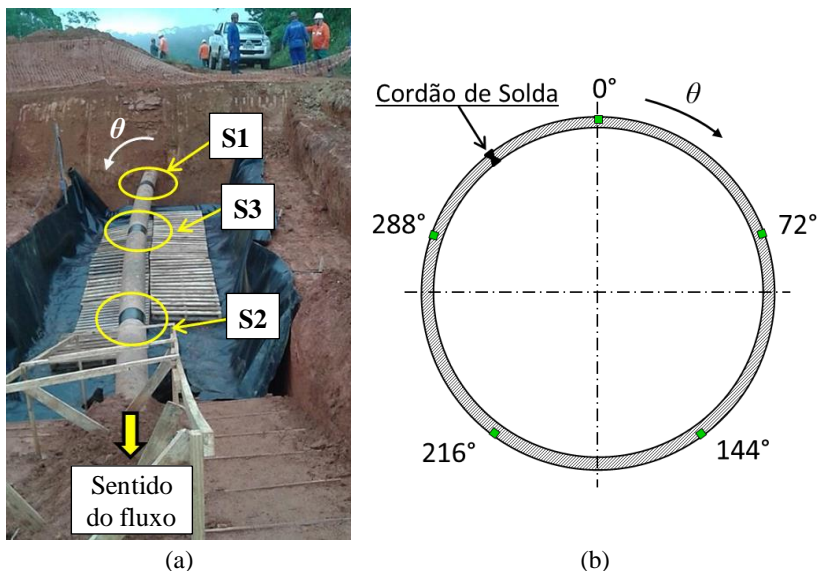


Figura 50 – Medição de tensões mecânicas em trecho de duto.
(a) seções de avaliação e sentido do fluxo; (b) orientação dos pontos de medição na seção transversal do tubo.



Figura 51 – Medição de tensões realizada em campo com o dispositivo POLAR.

A distribuição das tensões na superfície do duto, ao longo da posição angular das seções S1, S2 e S3, foi utilizada para decisões quanto à ancoragem do duto para o posterior seccionamento.

6.1.1 Determinação das Tensões Mecânicas

A partir do perfil de tensões adquirido em cada ponto de medição, determinou-se a tensão longitudinal S_L representativa mediante as seguintes propostas:

- Proposta 4: Avaliação na profundidade 0,60 mm;
- Proposta 6: Média aritmética do perfil de tensão de 20 passos.

Lembrando que, na avaliação das propostas apresentada no capítulo anterior, a primeira apresentou bons resultados e foi julgada promissora na determinação das grandezas atuantes em um estado de flexão. Já a última foi considerada razoável. Entretanto, decidiu-se aplicá-la visto que foi recomenda por Pacheco (2014).

Os valores S_L foram avaliados pelo critério estatístico de *Peirce* (ROSS, 2003) a fim de identificar a existência de pontos espúrios, os quais não foram observados.

Posteriormente, os mesmos valores S_L foram utilizados para determinar o carregamento externo atuante no tubo em termos de força axial, momento fletor, tensão máxima devida à flexão e sua localização em θ , além da orientação da linha neutra.

A tensão circunferencial S_c também foi estimada por intermédio das mesmas propostas, visando à analogia com as tensões residuais.

6.1.2 Resultado da Medição de Tensões Mecânicas

Os resultados das tensões mecânicas obtidos em cada seção por intermédio das propostas mencionadas, inicialmente, referem-se às tensões combinadas: tensões residuais somadas às tensões geradas pela ação do terreno e às tensões de serviço, derivadas da pressão interna.

Vale destacar que no carregamento resultante da interação solo/duto tensões de difícil identificação podem estar presentes como as de origem térmica e as geradas durante a montagem do duto.

Como exemplo, as Tabelas 11 e 12 exibem um resumo das tensões longitudinais S_L e circunferenciais S_c em cada posição angular

da seção S2, adquiridas com as Propostas 4 e 6, respectivamente. Os resultados iniciais correspondem às tensões combinadas. As demais colunas serão explicadas no tópico seguinte.

Para as seções S1 e S3, as tensões combinadas podem ser vistas nas Tabelas E1 e E2, nesta ordem, no Apêndice E.

Tabela 11 – Resumo dos resultados aplicando a Propostas 4 na seção S2.

Seção S2 – Proposta 4					
Posição angular	Tensões Combinadas		Compensando a Pressão Interna		Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)
0°	119,3	129,1	88,3	25,8	53,7
72°	156,6	145,6	125,6	42,4	91,0
144°	207,3	124,9	176,3	21,6	141,7
216°	165,5	120,0	134,5	16,7	99,9
288°	152,3	169,8	121,3	66,5	86,7
Média				34,6	

Tabela 12 – Resumo dos resultados aplicando a Proposta 6 na seção S2.

Seção S2 – Proposta 6					
Posição angular	Tensões Combinadas		Compensando a Pressão Interna		Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)
0°	52,8	50,8	21,9	-52,4	81,2
72°	35,6	31,1	4,6	-72,1	64,0
144°	81,0	13,5	50,0	-89,8	109,3
216°	104,6	67,6	73,6	-35,7	133,0
288°	41,9	56,5	10,9	-46,7	70,3
Média				-59,4	

Ao analisar os valores de tensão combinada em todas as seções, nota-se que a Proposta 4 revelou tensões demasiadamente trativas quando comparado com a Proposta 6. Se tais valores forem

confrontados com a tensão de escoamento do material (320 MPa, ver Tabela 3), a Proposta 4 possui níveis relativamente altos de tensão, com valor S_L de até 243,6 MPa (76% do escoamento) na seção S3 (ver Apêndice E, Tabela E2). Em contrapartida, a maior tensão longitudinal positiva estimada pela Proposta 6 é praticamente a metade: 122,0 MPa (38% do escoamento) também observado na seção S3.

Na maioria das seções, o valor de tensão mais trativo está situado na posição 144° para ambas as estratégias de avaliação (exceto para a Proposta 6, na seção S2, sendo este na posição 216°).

6.1.3 Discriminação das Componentes da Tensão Combinada

Como mencionado anteriormente, as seções foram avaliadas enquanto o duto estava em operação. As pressões internas eram conhecidas, mesmo com o produto em repouso ou em bombeio.

Considerando o efeito da pressão interna, estimaram-se as componentes de tensão circunferencial e longitudinal em cada seção mediante a Eq. 26, apresentada por Freire (2009), que utiliza a pressão nominal que age no duto (p), o raio externo (R) e a espessura de parede (e) do tubo, além do coeficiente de *Poisson* (ν). Os valores de pressão em cada seção foram apresentados no início do tópico 6.1.

$$\sigma_c = \frac{p R}{e} \quad (26)$$

$$\sigma_L = \nu \sigma_c$$

Dessa forma, a Tabela 13 apresenta as tensões calculadas devido à pressão interna que, posteriormente, foram subtraídas das tensões combinadas medidas ao longo de cada seção.

Tabela 13 – Tensões estimadas pelo efeito da pressão interna.

Seção (produto)	σ_L (MPa)	σ_c (MPa)
S1 (em repouso)	31,0	103,2
S2 (em repouso)	31,0	103,2
S3 (em bombeio)	35,2	117,4

Retornando às Tabelas 11 e 12, os valores da tensão longitudinal e circunferencial compensados pelos efeitos da pressão interna na seção

S2 estão apresentados na coluna denominada “Compensando a Pressão Interna”. Tais resultados referem-se à diferença entre a tensão longitudinal combinada em cada posição angular e a tensão longitudinal gerada pela pressão interna na própria seção. O mesmo cálculo foi realizado para as tensões circunferenciais entre as tensões combinadas e a decorrente da pressão interna. Para as seções S1 e S3, esses valores estão apresentados nas Tabelas E1 e E2, nesta ordem, no Apêndice E.

Assim, os valores compensados pela pressão interna refletem a soma das tensões induzidas pelo terreno e as tensões residuais.

Tal dedução refletiu menores níveis de tensão. A Proposta 6 resultou, inclusive, em alguns valores negativos (principalmente em S_c).

Ainda nesta coluna (“Compensando a Pressão Interna”), a tensão circunferencial S_c foi associada ao valor de tensão residual do material que, ao ser descontado da tensão longitudinal (sem o efeito da pressão interna), resulta na parcela atribuída à interação solo/duto.

Agiu-se dessa forma uma vez que foi observado no tópico 5.1 que as tensões residuais adquiridas nas amostras de tubo são equibiaxiais e que, na avaliação prática na bancada de flexão, tópico 5.2, o perfil das tensões circunferenciais médias nas seções avaliadas do tubo carregado possui comportamento análogo ao perfil de tensões residuais do mesmo tubo. Portanto, julgou-se que a tensão circunferencial poderia ser utilizada como estimativa das tensões residuais para compensar o efeito da tensão residual longitudinal na estimativa da carga axial atuante no duto.

Dessa maneira, ainda nas Tabelas 11 e 12, a última coluna apresenta as tensões S_L após todas as compensações (resultantes da diferença entre a tensão longitudinal em cada posição angular e o valor da média S_c , ambos sem o efeito da pressão).

Teoricamente, estas seriam as tensões induzidas pelo terreno em torno da seção em questão. Para as seções S1 e S3, estes valores estão apresentados, respectivamente, nas Tabelas E1 e E2 (Apêndice E).

De modo geral, as propostas apresentam valores semelhantes de tensão longitudinal após todas as compensações.

Novamente, para a maioria das seções, a posição angular 144° apresenta os valores mais trativos de tensão, independente da proposta de avaliação. A única exceção está na seção S2, na Proposta 6, estando o ponto localizado na posição 216°.

Com relação ao objetivo dessas medições, a ancoragem do duto para a realização de um seccionamento seguro na seção S1, ambas as propostas apresentaram tensão longitudinal S_L mais trativa na posição

angular 144° nesta seção (tanto compensando apenas os efeitos da pressão, o que resulta a soma entre a interação do solo e tensões residuais, como anulando também as tensões desta última). Portanto, tal resultado sugere um deslocamento do duto para a direção a 144° após o seccionamento.

6.1.4 Resultados do Carregamento Externo

As Tabelas 14 e 15 apresentam os parâmetros envolvidos no carregamento externo atuante na seção S2, calculados por meio das tensões longitudinais S_L adquiridas nas Propostas 4 e 6 (apresentadas nas Tabelas 11 e 12, respectivamente). Os resultados obtidos nas seções S1 e S3, a partir de seus respectivos valores de tensão, podem ser vistos nas Tabelas E3 e E4, nessa ordem (Apêndice E).

Em todas as seções e independente da proposta de avaliação, evidencia-se que a compensação das tensões não modifica as grandezas relacionadas à flexão, uma vez que o mesmo valor é subtraído de cada ponto medido. Por outro lado, a mesma compensação afeta consideravelmente as componentes ligadas ao carregamento axial.

Nota-se ainda na Proposta 4 que o valor da carga axial decresce à medida que as tensões são compensadas progressivamente. Esse comportamento foi visto nas três seções. A carga axial final, após todas as deduções, é em média 40% menor do que a calculada a partir das tensões combinadas (valor médio entre as três seções).

Na Proposta 6, a força axial também apresenta uma redução ao compensar os efeitos da pressão interna. Todavia, ao subtrair a tensão residual (essa negativa), a carga aumenta a níveis maiores do que o valor estimado inicialmente com as tensões combinadas. Novamente, esse comportamento foi visto nas três seções e o aumento médio é de 38% (em relação às tensões combinadas).

Assim, torna-se evidente que estas componentes não podem ser desprezadas, inclusive as das tensões residuais.

Entretanto, em cada seção, as Propostas 4 e 6 apresentam valores semelhantes entre si, quanto aos resultados finais de carga axial e de tensão longitudinal média (associada à tensão axial), após todas as compensações.

Os parâmetros finais calculados na seção S2 serão comparados (no tópico 6.2.1) com os resultados adquiridos na mesma seção por intermédio de extensômetros após o seccionamento do duto.

Tabela 14 – Resumo dos valores estimados do carregamento externo atuante na seção S2, utilizando a Proposta 4.

Seção S2 – Proposta 4

Parâmetros	Tensões Combinadas	Compensando a Pressão Interna	Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
S_{flex} (MPa)	$37,6 \pm 11,0$	$37,6 \pm 11,0$	$37,6 \pm 11,0$
$\theta_{S\max}$ (°)	$160,8 \pm 16,2$	$160,8 \pm 16,2$	$160,8 \pm 16,2$
M (kN·m)	$22,7 \pm 6,6$	$22,7 \pm 6,6$	$22,7 \pm 6,6$
F (kN)	1249 ± 67	1006 ± 65	736 ± 63
θ_{LN} (°)	$70,8 \pm 16,2$	$70,8 \pm 16,2$	$70,8 \pm 16,2$
S_L^{med} (MPa)	$159,7 \pm 7,6$	$128,7 \pm 7,6$	$94,1 \pm 7,6$

Tabela 15 – Resumo dos valores estimados do carregamento externo atuante na seção S2, utilizando a Proposta 6.

Seção S2 – Proposta 6

Parâmetros	Tensões Combinadas	Compensando a Pressão Interna	Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
S_{flex} (MPa)	$29,7 \pm 15,2$	$29,7 \pm 15,2$	$29,7 \pm 15,2$
$\theta_{S\max}$ (°)	$-166,8 \pm 29,2$	$-166,8 \pm 29,2$	$-166,8 \pm 29,2$
M (kN·m)	$17,9 \pm 9,2$	$17,9 \pm 9,2$	$17,9 \pm 9,2$
F (kN)	490 ± 85	248 ± 84	712 ± 86
θ_{LN} (°)	$-76,9 \pm 29,2$	$-76,8 \pm 29,2$	$-76,8 \pm 29,2$
S_L^{med} (MPa)	$62,7 \pm 10,7$	$31,7 \pm 10,7$	$91,0 \pm 10,7$

6.2 Medição de Deformação após o Seccionamento do Duto

A medição de deformação teve por objetivo conhecer o comportamento decorrente do alívio de tensões gerado pelo seccionamento do duto, executado na seção S1 por uma empresa terceirizada. Para a medição de deformação, extensômetros de resistência elétrica tipo roseta XY³ (ou 90°), foram instalados na seção

³ Modelo PA-06-125TG-350-LEN do fabricante EXCEL SENSORES.

S2 em quatro pontos regularmente distribuídos (a cada 90° a partir da posição angular 0°). A Figura 52 mostra a roseta extensométrica instrumentada em campo e detalhes da mesma.

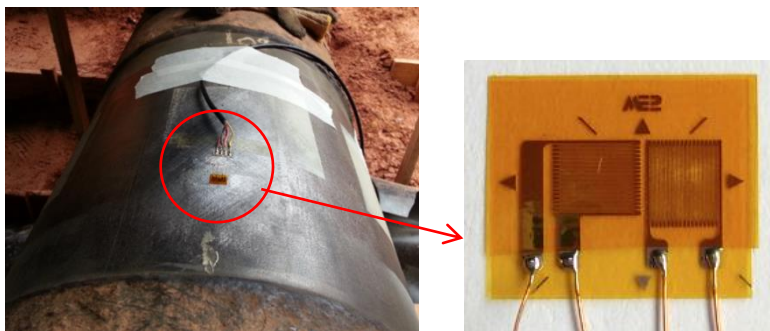


Figura 52 – Roseta extensométrica XY instrumentada na posição angular 0° .

A deformação na direção longitudinal é a informação de maior interesse, porém a deformação circunferencial também foi medida para fins investigativos.

A leitura dessas deformações foi realizada por uma ponte amplificadora de múltiplos canais (*Vishay Measurement Group, Micro-Measurements*, modelo P-3500). Os valores iniciais de referência dos extensômetros foram adquiridos com o duto já despressurizado/vazio. Após o seccionamento, nova leitura das deformações foi realizada.

A Figura 53 exibe a condição do tubo após o corte.



Figura 53 – Deslocamento do tubo após o seccionamento (seção S1).

O deslocamento lateral em função do relaxamento do momento fletor e do efeito do peso próprio ocorreu na direção da posição 144° , o

que condiz com o sentido esperado a partir das medições de tensão da seção S1.

Isto fica evidente na Figura 54. Graficamente, ela ilustra as tensões S_L ao longo da seção S1, calculadas após a compensação da pressão (valores apresentados na Tabela E1, no Apêndice E). A maior intensidade da tensão trativa encontra-se na posição 144°, demonstrada principalmente pela Proposta 4. A presença de torção não foi notável, como mostra a Figura 53.

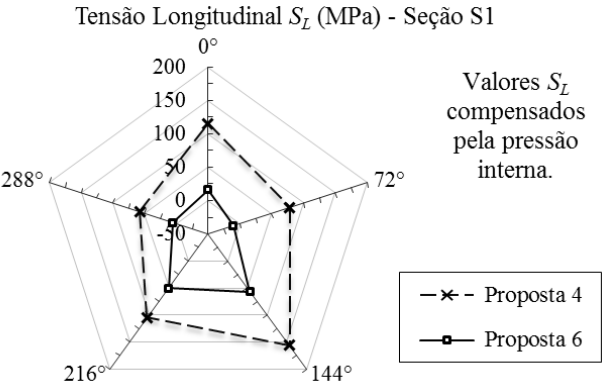


Figura 54 – Distribuição das tensões longitudinais (compensadas pela pressão interna) na seção S1, calculadas mediante as diferentes propostas.

6.2.1 Resultado da Medição de Deformação

A Tabela 16 apresenta as deformações medidas na seção S2 com extensômetros (SG) após o secionamento do tubo. As deformações na direção circunferencial foram menos expressivas, como já se esperava.

Tabela 16 – Deformação adquirida com SG após o seccionamento do tubo.

Posição angular de medição	Deformação (μm/m) na direção:	
	Longitudinal (ϵ_L)	Circunferencial (ϵ_C)
0°	+50	+14
90°	-290	+120
180°	-535	+167
270°	-208	+96

A partir das componentes de deformação longitudinal e circunferencial medidas em cada posição angular θ , calculou-se as tensões atuantes por meio da Eq. 27 (FREIRE, 2009). Os resultados podem ser vistos na Tabela 17 e expressam a mudança do estado de tensões decorrente do seccionamento, incluindo a acomodação das tensões que existiam antes do corte e o efeito do peso próprio do tubo, que passa para a condição de uma viga em balanço.

$$\begin{aligned}\sigma_L &= \frac{E}{(1-\nu-2\nu^2)} [\varepsilon_L(1-\nu) + \nu\varepsilon_C] \\ \sigma_C &= \frac{E}{(1-\nu-2\nu^2)} [\varepsilon_C(1-\nu) + \nu\varepsilon_L]\end{aligned}\quad (27)$$

Tabela 17 – Variação de tensão na seção S2 pelo seccionamento do tubo estimada pelos extensômetros (sem compensar a flexão pelo peso próprio).

Tensão (MPa)	σ_L	σ_C
Posição 0°	15,1	9,5
Posição 90°	-64,2	-1,2
Posição 180°	-124,8	-16,8
Posição 270°	-44,9	1,8

Para considerar o peso próprio do tubo, a tensão de flexão máxima após o seccionamento foi avaliado pelo modelo elástico clássico de uma viga em balanço com carga uniformemente distribuída (HIBBELER, 2009), sob as seguintes condições de avaliação: comprimento da viga 11,0 m; posição da seção S2 em relação à extremidade da viga 7,2 m; carga distribuída de 605,1 N/m. Com isto, estimou-se uma tensão de flexão de 25,9 MPa (cálculo no Apêndice F) atuando com natureza trativa no ponto 0° e compressiva no ponto 180° (já que o peso próprio não tem efeito nas outras duas posições angulares). Assim, os valores foram compensados nestes pontos (apresentados na Tabela 18), levando a uma estimativa mais realista do relaxamento de tensões devido ao seccionamento.

Nota-se que os resultados apontaram uma variação negativa de tensões, o que significa que havia um estado trativo agindo no duto antes do corte (também visto na Figura 53, no afastamento ocorrido após o seccionamento). Portanto, a troca de sinal nas tensões longitudinais deve ser considerada na estimativa do carregamento externo atuante no

duto antes do corte (compensando o peso próprio do tubo ou não), como mostra a Tabela 19.

Tabela 18 – Variação da tensão longitudinal na seção S2 pelo seccionamento do tubo estimada pelos extensômetros e compensando o peso próprio.

Tensão (MPa)	σ_L
Posição 0°	-10,8
Posição 90°	-64,2
Posição 180°	-98,9
Posição 270°	-44,9

Tabela 19 – Carregamento externo na seção S2 antes do seccionamento do duto compensando ou não a flexão pelo peso próprio.

Parâmetros na Seção S2	<u>Não</u> compensando a flexão pelo peso próprio	Compensando a flexão pelo peso próprio
S_{flex} (MPa)	$70,6 \pm 0,2$	$45,1 \pm 0,2$
$\theta_{s_{max}}$ (°)	$172,1 \pm 0,2$	$167,6 \pm 0,2$
M (kN·m)	$42,6 \pm 1,0$	$27,2 \pm 0,7$
F (kN)	428 ± 11	428 ± 11
θ_{LN} (°)	$82,1 \pm 0,2$	$77,6 \pm 0,2$
S_L^{med} (MPa)	$54,7 \pm 0,1$	$54,7 \pm 0,1$

A compensação relacionada ao peso próprio não mudou o valor do carregamento axial, estimado em 428 kN. No entanto, utilizando tal valor, o resultado analítico para afastamento longitudinal esteve em torno de 3 mm, muito menor do que o real observado (próximo de 22 mm). Possivelmente, no seccionamento, o afastamento inicial foi menor e aumentou com o passar do tempo, o que leva a crer que, além do relaxamento da força axial trativa, o efeito elástico e/ou de fluência do solo esteve presente.

Outra possível explicação: com a realização do seccionamento, o alívio da carga axial pode ter se estendido além do trecho desenterrado (11,0 m). Consequentemente, o afastamento real será maior do que o resultado analítico.

Considerando apenas o trecho desenterrado, o elevado afastamento final também não foi previsto com a força axial estimada

com a técnica do furo para ambas as propostas (após todas as compensações), resultando um valor comum em torno de 5 mm. Como exemplo, o Apêndice F apresenta os cálculos analíticos para o afastamento longitudinal utilizando a carga axial determinada pela Proposta 4 (736 kN, Tabela 14).

Para facilitar a comparação entre os resultados obtidos na seção S2 por intermédio das medições com extensômetros (SG) e com a técnica do furo cego associada à interferometria (POLAR), a Tabela 20 apresenta os parâmetros já apresentados anteriormente.

Tabela 20 – Carregamento externo atuante na seção S2.

Valores calculados mediante o alívio de tensão gerado pelo seccionamento (deformações medidas com SG), assim como pelas tensões adquiridas com o POLAR utilizando as Propostas 4 e 6.

Seção S2	Medição com SG	Medição com o POLAR:	
Parâmetros	Compensando a flexão pelo peso próprio ⁴	Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual	
		Proposta 4⁵	Proposta 6⁶
S_{flex} (MPa)	$45,1 \pm 0,2$	$37,6 \pm 11,0$	$29,7 \pm 15,2$
$\theta_{S_{max}}$ (°)	$167,6 \pm 0,2$	$160,8 \pm 16,2$	$-166,8 \pm 29,2$
M (kN·m)	$27,2 \pm 0,7$	$22,7 \pm 6,6$	$17,9 \pm 9,2$
F (kN)	428 ± 11	736 ± 63	712 ± 86
θ_{LN} (°)	$77,6 \pm 0,2$	$70,8 \pm 16,2$	$-76,8 \pm 29,2$
S_L^{med} (MPa)	$54,7 \pm 0,1$	$94,1 \pm 7,6$	$91,0 \pm 10,7$

Na comparação com os parâmetros estimados com a medição por SG, em geral, as propostas apresentaram algumas grandezas coerentes com o esperado, sobretudo os valores calculados com a Proposta 4 quanto à tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra. Entretanto, observa-se que tais propostas apresentaram resultados semelhantes entre si.

Com relação à carga axial, ambas as propostas estimaram valores superiores ao calculado por SG (em torno de 70%). Isto reforça a necessidade de mais estudos sobre a determinação dessa grandeza.

⁴ Resultados apresentados na Tabela 19.

⁵ Resultados apresentados na Tabela 14.

⁶ Resultados apresentados na Tabela 15.

Outra análise comparativa pode ser vista na Figura 55, a qual exhibe graficamente, em escala de cores, as tensões S_L estimadas em cada ponto da seção S2 antes do seccionamento (tensões estas utilizadas para determinar os parâmetros apresentadas na Tabela 20). O verde corresponde às tensões longitudinais nulas. Anil e azul às tensões negativas. Amarelo, laranja e vermelho às tensões positivas. A orientação da linha neutra também está representada pela linha púrpura que passa pelo centro da seção.

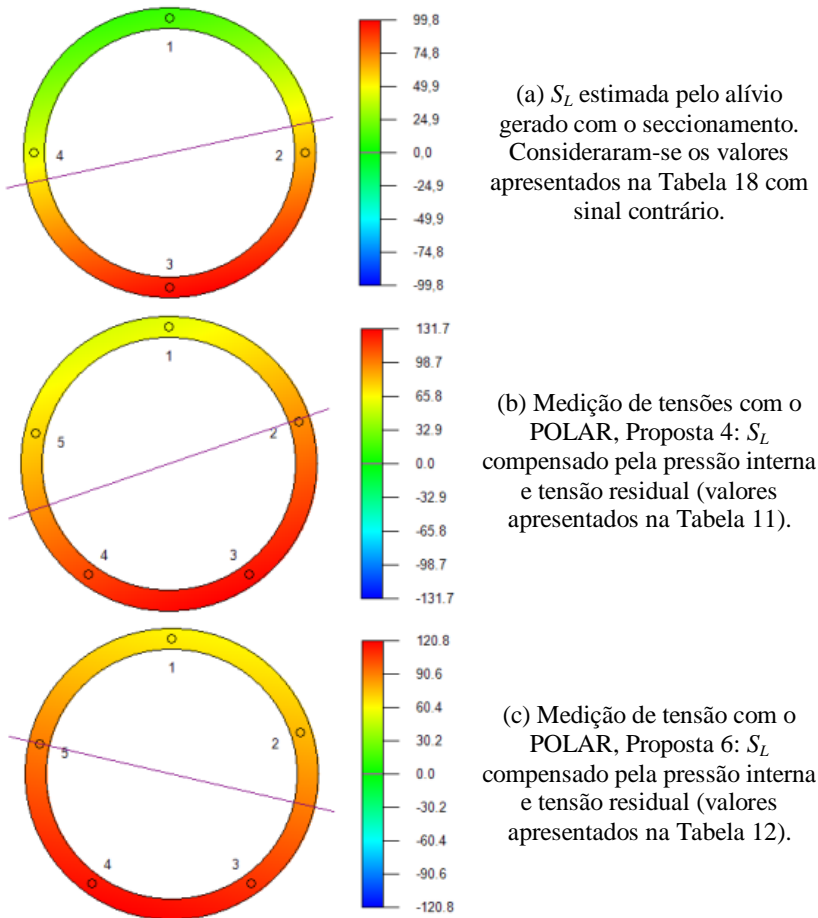


Figura 55 – Representação gráfica na seção S2 das tensões longitudinais estimadas antes do seccionamento e orientação da linha neutra.

Nessas imagens, torna-se evidente a semelhança das tensões longitudinais entre as medições com SG, Figura 55 (a), e as estimadas por meio das propostas, Figura 55 (b) e (c), especialmente quanto ao estado trativo mais intenso agindo na região inferior do duto (posições angulares entre 90° e 270°). Observa-se ainda que a orientação da linha neutra entre (a) e (b) são equivalentes, ao passo que em (c) encontra-se oposta ao observado em (a). Todavia, ao considerar a incerteza calculada na Proposta 6, a orientação da linha neutra torna-se comparável com a estimada em (a).

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O carregamento externo atuante em um duto enterrado vai além dos esforços procedentes da movimentação do solo.

Existem diversas cargas que atuam simultaneamente em um duto, as quais podem comprometer a integridade estrutural e a perfeita condição operacional do mesmo.

Dessa forma, definiram-se tensões combinadas como sendo a ação conjunta de todas as fontes de tensão às quais um duto pode estar submetido, incluindo aquelas geradas durante a fabricação de tubos, as chamadas tensões residuais.

O estudo também reforçou a necessidade de considerar as tensões residuais na avaliação estrutural de dutos em operação, visto que raramente as mesmas são consideradas. Em frente à importância destas tensões e o pouco conhecimento que se têm sobre elas, realizou-se um vasto mapeamento experimental em oito amostras de tubos, estas obtidas por quatro diferentes processos de fabricação, com o propósito de conhecer suas distribuições de tensão residual.

Por fim, o presente estudo discutiu e avaliou um conjunto de métodos para determinar o carregamento externo em dutos enterrados a partir da medição de tensões combinadas, levando em conta a presença de tensões residuais. Adotou-se o método do furo incremental aliado à interferometria DSPI como ferramenta de medição dessas tensões.

Assim, as conclusões sobre este estudo são apresentadas a seguir.

7.1 Conclusões

Sobre as tensões residuais geradas na fabricação de tubos:

As medições realizadas em diferentes amostras de tubos sem carregamento externo revelaram uma forte correlação entre as tensões longitudinais e circunferenciais ao longo da profundidade de um ensaio. Em outras palavras, as tensões residuais em ambas as direções tendem a um comportamento equibiaxial, principalmente até a profundidade de 0,50 mm. Tal comportamento foi observado em todas as amostras, independente das especificações técnicas e do processo de fabricação.

Ainda em todas as amostras, observou-se o predomínio de tensões compressivas na superfície externa dos tubos. Isto pode ser consequência de algum tratamento superficial realizado nos tubos antes da aplicação do revestimento polimérico. Suspeita-se do procedimento

de limpeza (possivelmente realizado por jateamento), mais não foram encontradas informações relevantes que confirme isto. No entanto, uma coisa é certa: a presença de tensões compressivas na superfície externa de tubos causa um efeito benéfico, pois evitam a formação e crescimento de trincas, bem como aumentam a resistência à fadiga e à corrosão sob tensão.

Perante o amplo número de medições realizadas nas amostras selecionadas, foi notável a grande semelhança entre os perfis de tensão cujos tubos possuem o mesmo processo de fabricação. Em contrapartida, observou-se a variação desses perfis na comparação entre as amostras conformadas por diferentes processos. Portanto, as medições experimentais demonstraram que os níveis de tensão residual são influenciados, em maior parte, pelo processo de fabricação do que pelas características do tubo, tais como a geometria (diâmetro e espessura da parede) e as propriedades do material.

Os resultados experimentais também indicaram que os processos de fabricação em estudo geram um estado regular de tensões residuais nos tubos. Observou-se isto tanto na avaliação de uma seção transversal do tubo (nas diferentes posições angulares de medição) quanto ao longo do seu comprimento. Desse modo, a medição de alguns pontos equidistantes em uma seção transversal poderia ser suficiente para determinar uma distribuição de tensão residual representativa de toda a amostra.

Sobre a determinação do carregamento externo em dutos:

Na bancada experimental, foram realizadas medições de tensões em um tubo submetido a um momento fletor conhecido. Nas posições coincidentes com a linha neutra, os resultados mostraram a formação de franjas circulares nos mapas de diferença de fase, idêntico ao observado na avaliação do mesmo tubo sem carregamento (na medição de tensões residuais). Isto significa tensões equibiaxiais nas posições de linha neutra.

Ainda nos resultados experimentais, observou-se a similaridade entre os perfis de tensão circunferencial do tubo, quando este estava ou não submetido ao momento fletor. Assim, diante do estado de flexão, as tensões na direção circunferencial são menos afetadas e, por isso, os perfis da tensão circunferencial média (σ_c média), calculadas em cada seção, são semelhantes ao perfil de tensão residual.

Esse comportamento é interessante na avaliação em campo. Considerando que as tensões residuais são equibiaxiais, o valor representativo do perfil de tensão σ_c *média* poderia ser utilizado como estimativa do valor de tensão residual longitudinal, com o propósito de compensar o seu efeito na análise do carregamento axial atuante no duto. Isto eliminaria a necessidade de uma amostra desconectada ao duto para a avaliação de tensões residuais.

Sobre a avaliação do conjunto de métodos propostos para avaliar o carregamento induzido pelo solo, considerou-se a Proposta 4 como a mais promissora, seguidas das Propostas 6 e 7.

Já na determinação do carregamento axial, as mesmas propostas não foram adequadas. Elas mostraram resultados encorajadores, mas ainda não definitivos. Por isso, o assunto precisa ser mais estudado e melhor avaliado.

7.2 Sugestões de Trabalhos Futuros

Como sugestões para futuras pesquisas seguindo o tema apresentado, recomendam-se estudos acadêmicos mais aprofundados nos seguintes aspectos:

- Realizar novas pesquisas para compreender porque as tensões residuais tendem ao comportamento equibiaxial nos tubos utilizados na indústria de óleo e gás;
- Realizar pesquisas e análises experimentais a respeito dos procedimentos que antecedem a aplicação do revestimento polimérico nos tubos, visando compreender se tais etapas influenciam diretamente na introdução de tensões residuais;
- Medir tensões residuais de fabricação na superfície interna de amostras de tubos (ou ainda em toda a parede) a fim de estimar o perfil de tensões na espessura de parede;
- Medir tensões residuais no cordão de solda e na região próxima a ele (em uma distância menor que 50 mm) nos diferentes tipos de processo de fabricação com costura. O objetivo seria conhecer não só a distribuição de tensão neste local, mas também a distância mínima do cordão de solda necessária para realizar uma medição de tensão representativa do tubo;
- Medir tensões residuais em amostras de mesmo processo fabril que tenham igual diâmetro e espessura de parede, mas diferentes graus de aço API 5L. O objetivo seria conhecer a influência da

resistência do material na geração de tensões residuais. Outra análise poderia ser feita tendo como variável o diâmetro do tubo;

- Desenvolver e avaliar experimentalmente novos métodos que melhor concordem com a determinação do carregamento axial em dutos enterrados, bem como compreender o efeito da flexão sobre as tensões circunferenciais.

REFERÊNCIAS

ALBERTAZZI, A. G.; VIOTTI, M. R. Avaliação do carregamento externo de duto sujeito a movimentações do terreno usando a técnica do furo cego combinada com interferometria laser. In: CONFERÊNCIA SOBRE TECNOLOGIA DE EQUIPAMENTOS, COTEQ 10, Salvador, 2009. p. 1–17.

ALBERTAZZI, A. G.; SOUZA, A. R. **Fundamentos de Metrologia Científica e Industrial**. Barueri: Manole, 2008.

AMIRAT, A.; MOHAMED-CHATEAUNEUF, A.; CHAOUI, K. Reliability assessment of underground pipelines under the combined effect of active corrosion and residual stress. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, vol. 83, n. 2, p. 107–117, 2006.

API 5L. AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 5L: Specification for Line Pipe**. Washington, D.C, 2012.

ASME B36.10M. AMERICAN NATIONAL STANDARD. **ASME B36.10M-2000: Welded and Seamless Wrought Steel Pipe**. New York., 2000.

ASTM E837-13a. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E837-13a: Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method**. West Conshohocken, 2013.

ASTM E837-08. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E837-08: Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method**, West Conshohocken, 2008.

BRENSING, K.-H.; SOMMER, B. **Steel Tube and Pipe Manufacturing Processes Steel Tube and Pipe Manufacturing Processes**. Mannesmannröhren-Werke. Disponível em: <http://www.smrw.de/files/steel_tube_and_pipe.pdf>. Acesso em: 01 mar. 2016.

CANTO, C. H., LOUZADA, M. Projeto Mecânico de Dutos Terrestres. In: FREIRE J. L. F. **Engenharia de Dutos**. Rio de Janeiro: ABCM, 2009. Cap. 8.

CASTRUP, H. A. Welch-Satterthwaite Relation for Correlated Errors. In: MEASUREMENT SCIENCE CONFERENCE, Proc. 2010 Measurement Science Conference, Pasadena, 2010, p. 1–23.

DENG, H. et al. B-spline approximation methods for digital image reconstruction in strain measurement. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 210, n. 4, p. 593–602, 2010.

DIAN, G. H. **Influência do aporte de calor e da velocidade de soldagem na tenacidade da solda HF-ERW**, Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2012.

DIETER, G. E. **Metalurgia Mecânica**. 2 ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1981.

DONATO, G. V. P. **Curso de Especialização de Engenharia de Dutos**. Rio de Janeiro: UFF, 2007.

FREIRE, J. L. F. Análise de Tensões em Dutos. In: FREIRE J. L. F. **Engenharia de Dutos**. Rio de Janeiro: ABCM, 2009. Cap. 3.

HERYNK, M. D. et al. Effects of the UOE/UOC pipe manufacturing processes on pipe collapse pressure. **International Journal of Mechanical Sciences**, vol. 49, n. 5, p. 533–553, 2007.

HIBBELER, R. C. **Resistência dos Materiais**. 7 ed. São Paulo: Pearson Prentice Hall, 2009.

INMETRO. **Avaliação de dados de medição**: Guia para a expressão de incerteza de medição - GUM 2008. Duque de Caxias, RJ: INMETRO/CICMA/SEPIN, 2012.

KOSTRYZHEV, A. G. **Bauschinger effect in Nb and V microalloyed line pipe steels**. Tese (PhD em Metalurgia e Materiais); Universidade de Birmingham; 2009.

KUDRYAVTSEV, Y. F. Residual Stress. In: SHARPE W. N. **Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics**. New York, NY: Springer Science & Business Media, 2008. Cap. 15.

KYRIAKIDES, S.; CORONA, E. **Mechanics of Offshore Pipelines**. Oxford: Elsevier, 2007.

LAW, M. et al. Residual stress measurements in coil, linepipe and girth welded pipe. **Materials Science and Engineering: A**, vol. 437, n. 1, p. 60–63, 2006.

LU, J. Introduction. In: LU J. **Handbook on Residual Stress, Residual Stress: Manufacturing and Materials Processing**, 2 ed., v.1. Bethel: Society for Experimental Mechanics, Inc., 2005.

NAWWAR, A. M.; SHEWCHUK, J. On the Measurement of Residual-stress Gradients in Aluminum-alloy Specimens. **Experimental Mechanics**, vol. 18, p. 269–276, 1978.

PACHECO, A. **Medição de momento fletor em dutos utilizando o método do furo cego com interferometria**. 2014. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2014.

PACHECO, A. et al. Evaluation of Bending Stresses in Pipelines by Using Hole-drilling Measurements Combined with Interferometry. **Experimental Mechanics**, vol. 56, n. 2, p. 133–143, 2016.

PEIXOTO FILHO, F. T. **Avaliação de sistemas de medição de tensões e tensões residuais em dutos**. 2004. Dissertação (Mestrado em Metrologia Científica e Industrial), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004.

PEREIRA FILHO, J. D. S. **Análise de efeitos de teste hidrostático em vaso de pressão**. 2004. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004.

RAFFO, J. et al. Numerical Model of UOE Steel Pipes: Forming Process and structural behavior. In: **MECÂNICA COMPUTACIONAL XXVI**, Córdoba, 2007, p. 317–333.

RODRIGUES, L. D. **Medição de Tensões Residuais em Tubos Visando a Determinação de Esforços em Dutos Enterrados**. 2007. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2007.

ROSS, S. M. Peirce's criterion for the elimination of suspect experimental data. **Journal of Engineering Technology**, Haven, CT, p. 1–12, 2003.

SCHAJER, G. S. Measurement of Non-Uniform Residual Stresses Using the Hole Drilling Method. **Journal of Engineering Materials and Technology**, vol. 110, Part I: p. 338–343, Part II: p. 344–349, 1988.

SCHAJER, G. S. Hole-Drilling Residual Stress Profiling with Automated Smoothing. **Journal of Engineering Materials and Technology**, vol. 129, n. 3, p. 440–445, 2007.

SCHAJER, G. S.; RUUD, C. O. Overview of Residual Stresses and Their Measurement. In: SCHAJER G. S. **Practical Residual Stress Measurement Methods**. Chichester: John Wiley & Sons, 2013. Cap. 1.

SCHAJER, G. S.; WHITEHEAD, P. S. Hole Drilling and Ring Coring. In: SCHAJER G. S. **Practical Residual Stress Measurement Methods**. Chichester: John Wiley & Sons, 2013. Cap. 2.

TENARIS. **Tubos para Condução (Line Pipe)**, 2012. Disponível em: <<http://www.tenaris.com/pt-BR/MediaAndPublications/BrochuresAndCatalogs/OnshoreLinePipe.aspx>>. Acesso em: 17 mar. 2016.

V & M DO BRASIL S.A. **Certificado de inspeção nº 0050544684**. V & M DO BRASIL S.A., Belo Horizonte, 2012.

VALLOUREC. **Tubos e Componentes Trefilados , Perfilados e Laminados**. 2015. Catálogo. Disponível em:< http://www.vallourec.com/COUNTRIES/BRAZIL/PT/Media/catalogues/Documents/Auto motivo_2015_maio_web.pdf >. Acesso em: 17 mar. 2016.

VIEIRA, R. D. Processos de Fabricação de Tubos. In: FREIRE J. L. F. **Engenharia de Dutos**. Rio de Janeiro: ABCM, 2009. Cap. 5.

VIOTTI, M.; ALBERTAZZI, A.; KAPP, W. Experimental comparison between a portable DSPI device with diffractive optical element and a hole drilling strain gage combined system. **Optics and Lasers in Engineering**, vol. 46, n. 11, p. 835–841, 2008.

VIOTTI, M. R.; ALBERTAZZI, A. **Robust Speckle Metrology Techniques for Stress Analysis and NDT**. Bellingham: SPIE PRESS, 2014.

VIOTTI, M. R.; ALBERTAZZI, A. Compact sensor combining digital speckle pattern interferometry and the hole-drilling technique to measure nonuniform residual stress fields. **Optical Engineering**, vol. 52, p. 101905-1–101905-8, 2013.

WANG, J.; SARASWAT, R.; MIRZAEI-SISAN, A. Influence of residual stresses on pipeline integrity: A state-of-the-art review. In: RIO PIPELINE CONFERENCE & EXPOSITION 2013, Rio de Janeiro, 2013, p. 1–10.

APÊNDICE A – Distribuição das tensões residuais em amostras de tubos

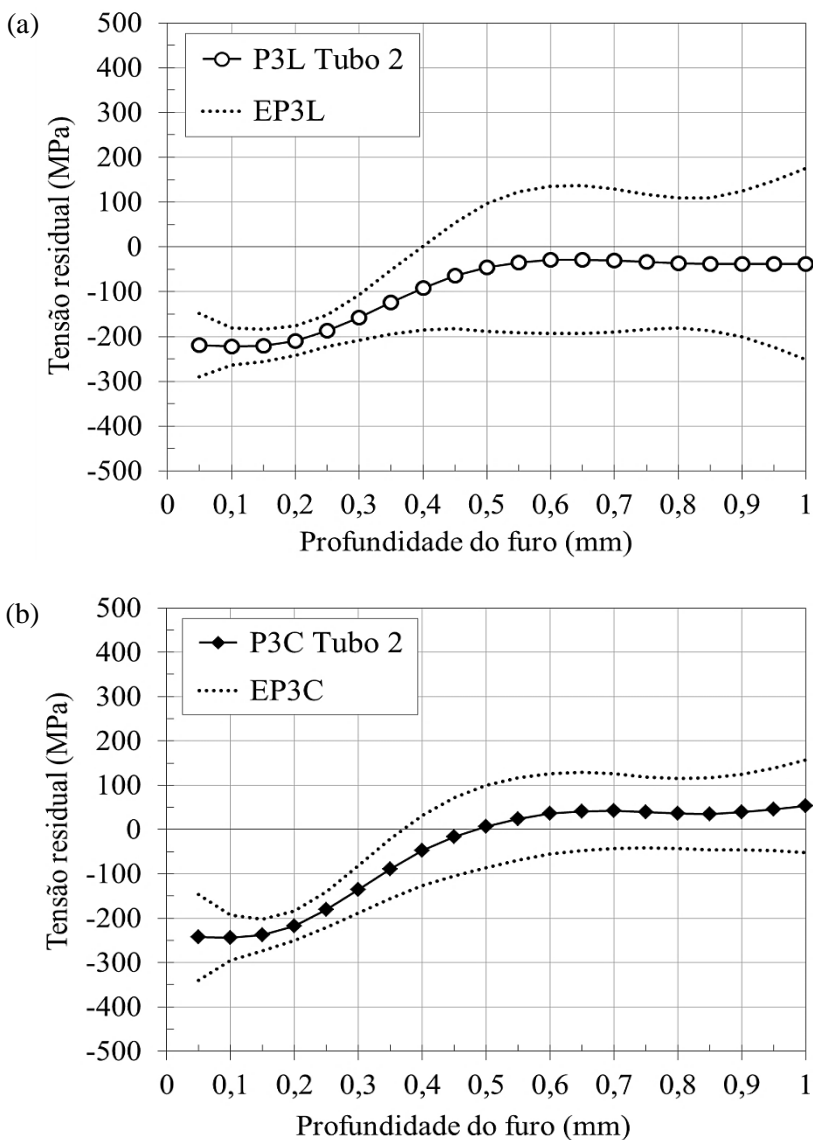


Figura A1 – Perfil da tensão residual média (a) longitudinal e (b) circunferencial e respectiva EP3: Tubo 2, conformação UOE, 8 pontos de medição.

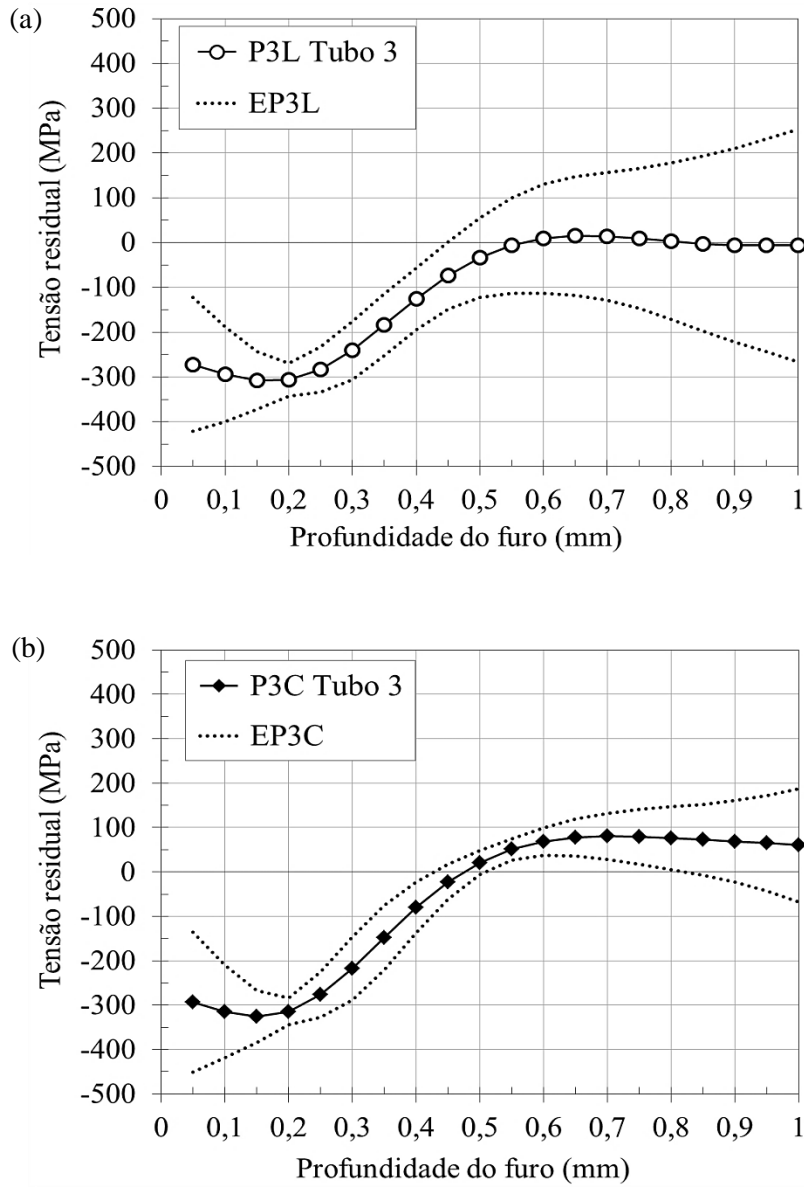


Figura A2 – Perfil da tensão residual média (a) longitudinal e (b) circunferencial e respectiva EP3: Tubo 3, conformação UOE, 8 pontos de medição.

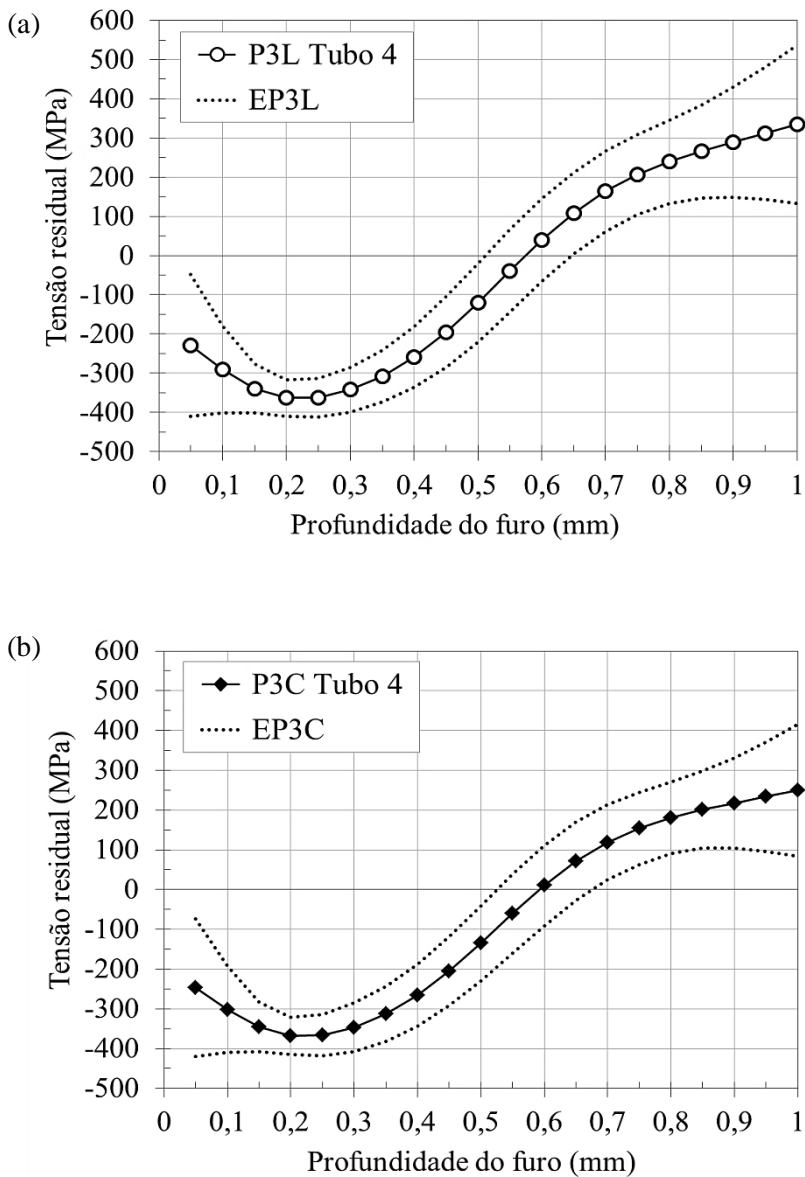


Figura A3 – Perfil da tensão residual média (a) longitudinal e (b) circunferencial e respectiva EP3: Tubo 4, fabricação por solda ERW, 72 pontos de medição.

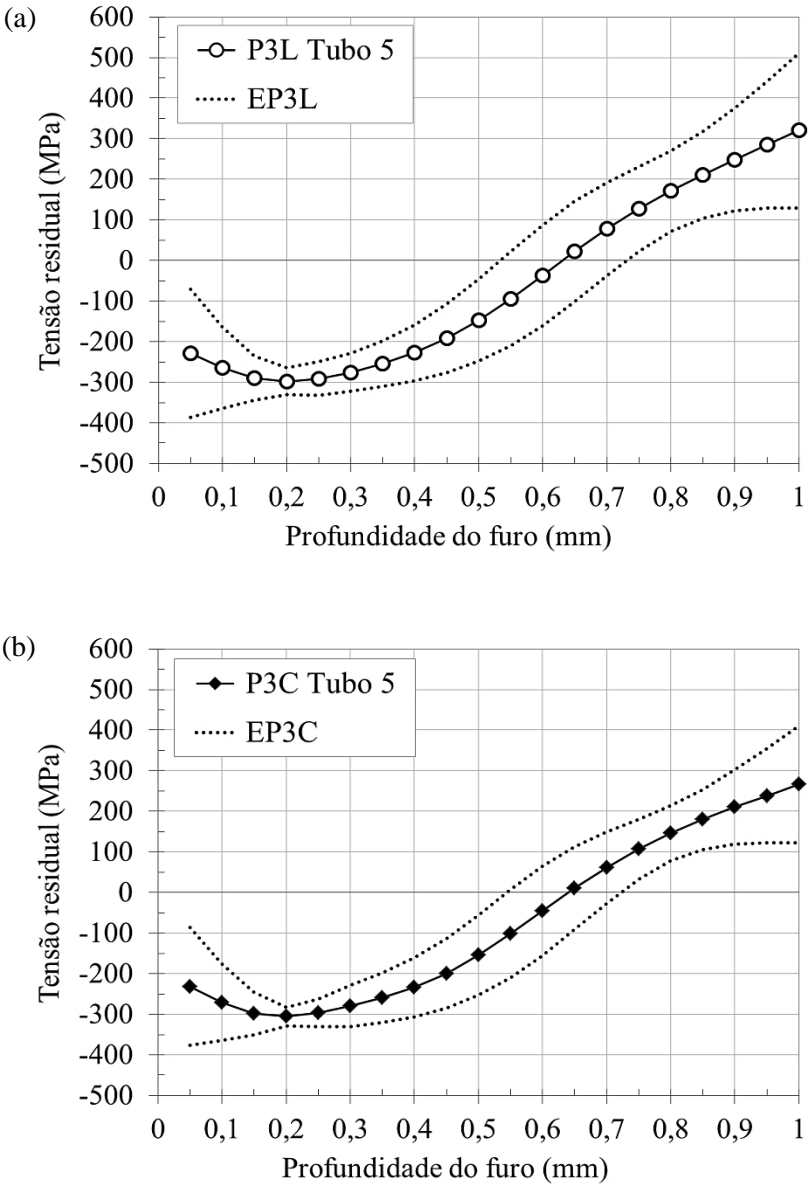


Figura A4 – Perfil da tensão residual média (a) longitudinal e (b) circunferencial e respectiva EP3: Tubo 5, fabricação por solda ERW, 8 pontos de medição.

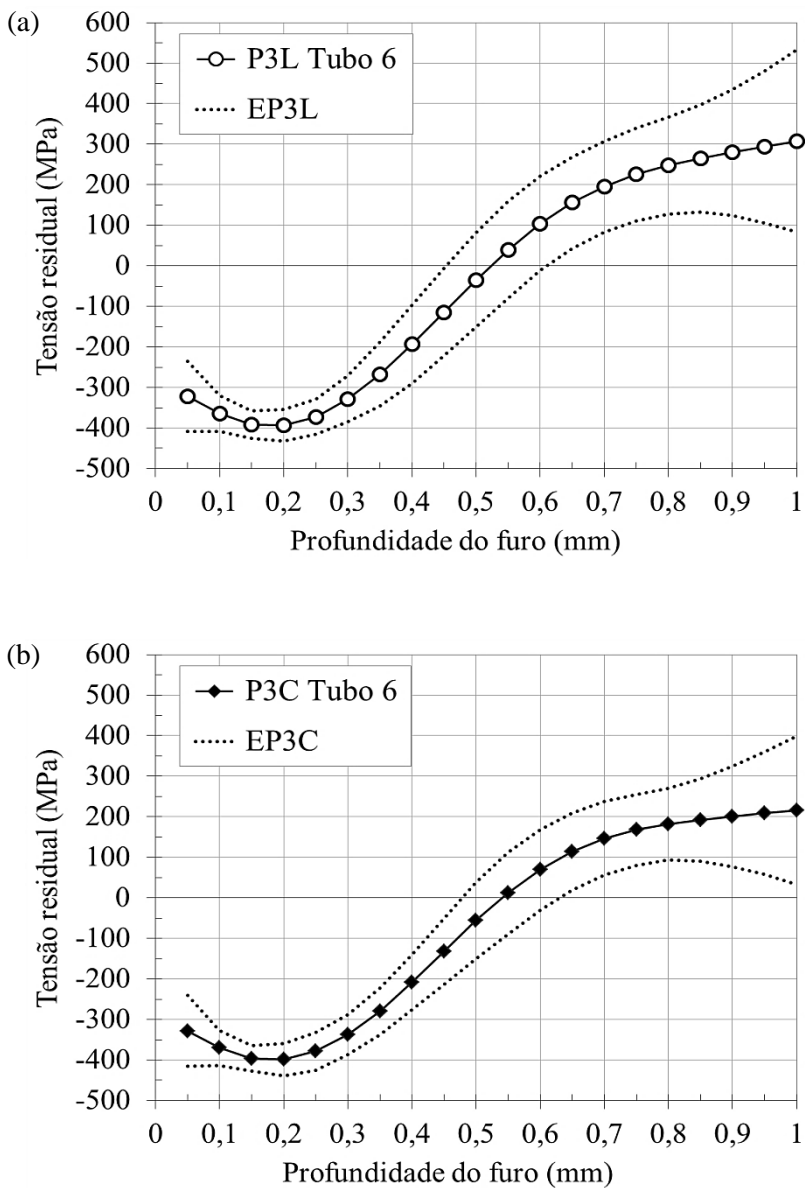


Figura A5 – Perfil da tensão residual média (a) longitudinal e (b) circunferencial e respectiva EP3: Tubo 6, fabricação por solda ERW, 8 pontos de medição.

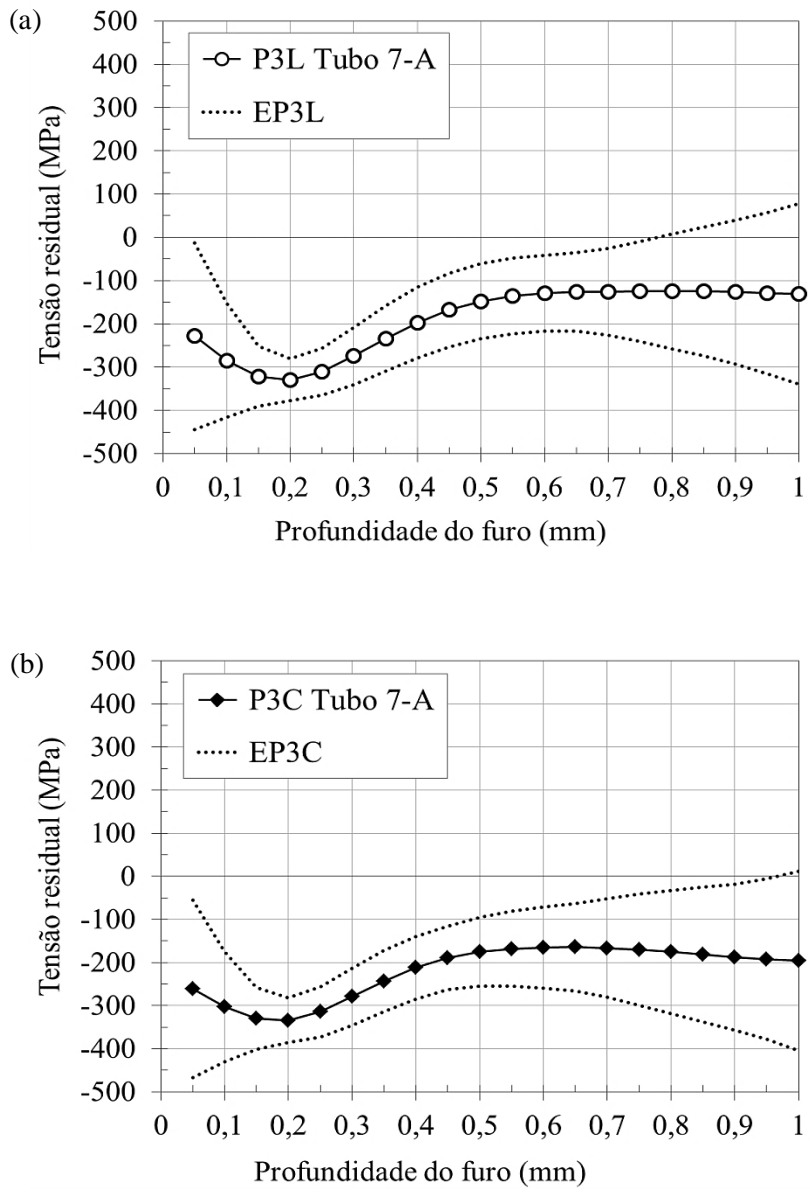


Figura A6 – Perfil da tensão residual média (a) longitudinal e (b) circunferencial e respectiva EP3: Tubo 7, segmento A, conformação por calandras, 40 pontos de medição.

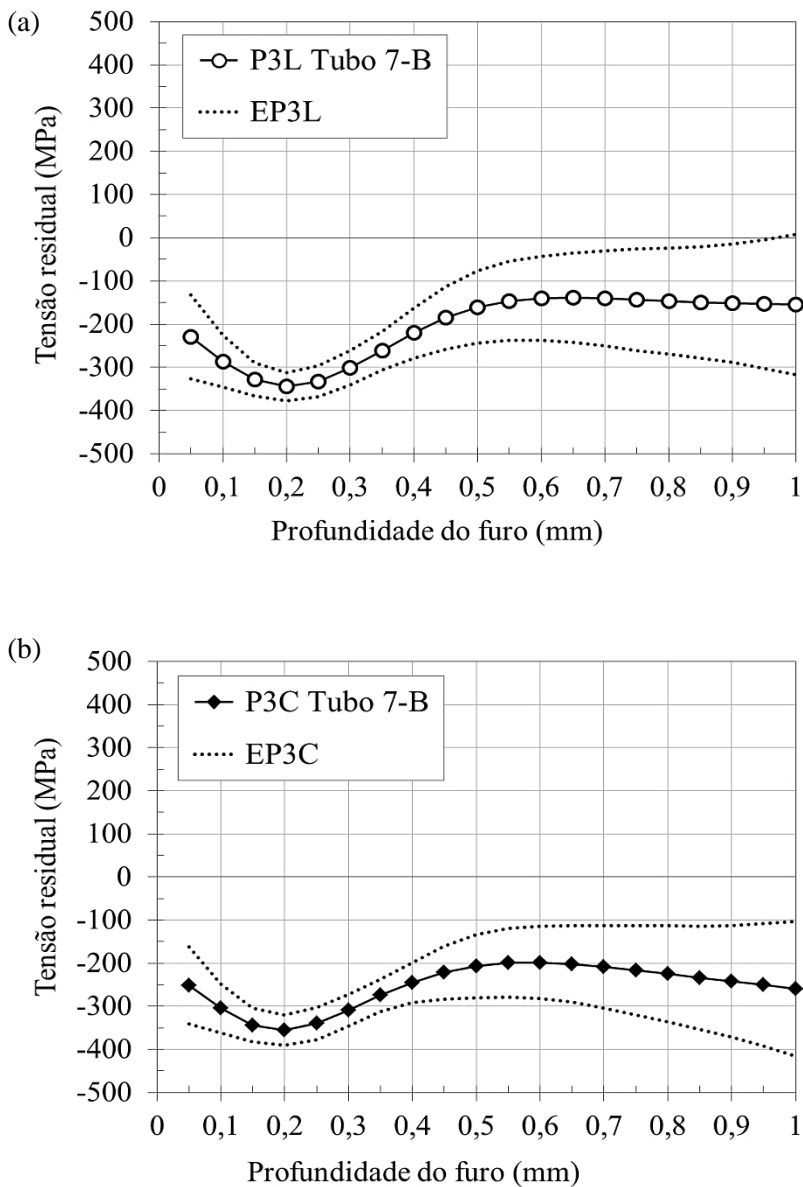


Figura A7 – Perfil da tensão residual média (a) longitudinal e (b) circunferencial e respectiva EP3: Tubo 7, segmento B, conformação por calandras, 32 pontos de medição.

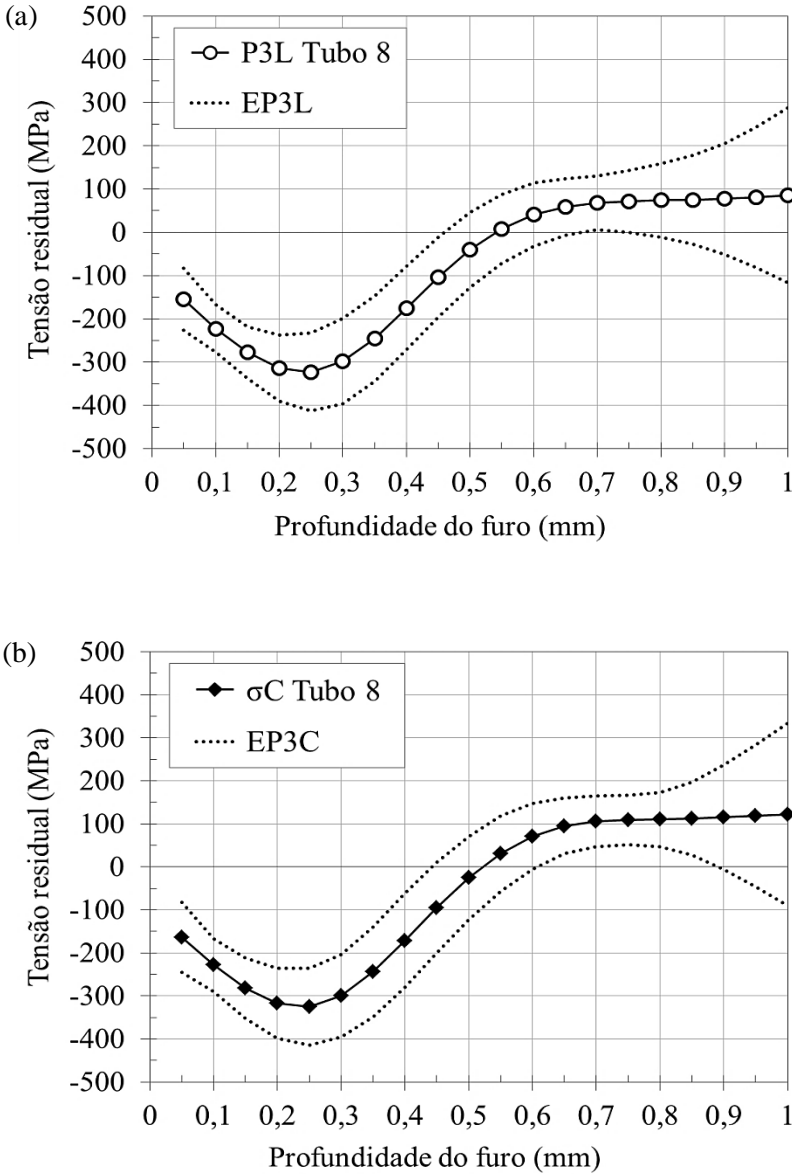


Figura A8 – Perfil da tensão residual média (a) longitudinal e (b) circunferencial e respectiva EP3: Tubo 8, conformação por trefilção a frio, 8 pontos de medição.

APÊNDICE B – Mapas de diferença de fase das medições executadas no tubo sob flexão

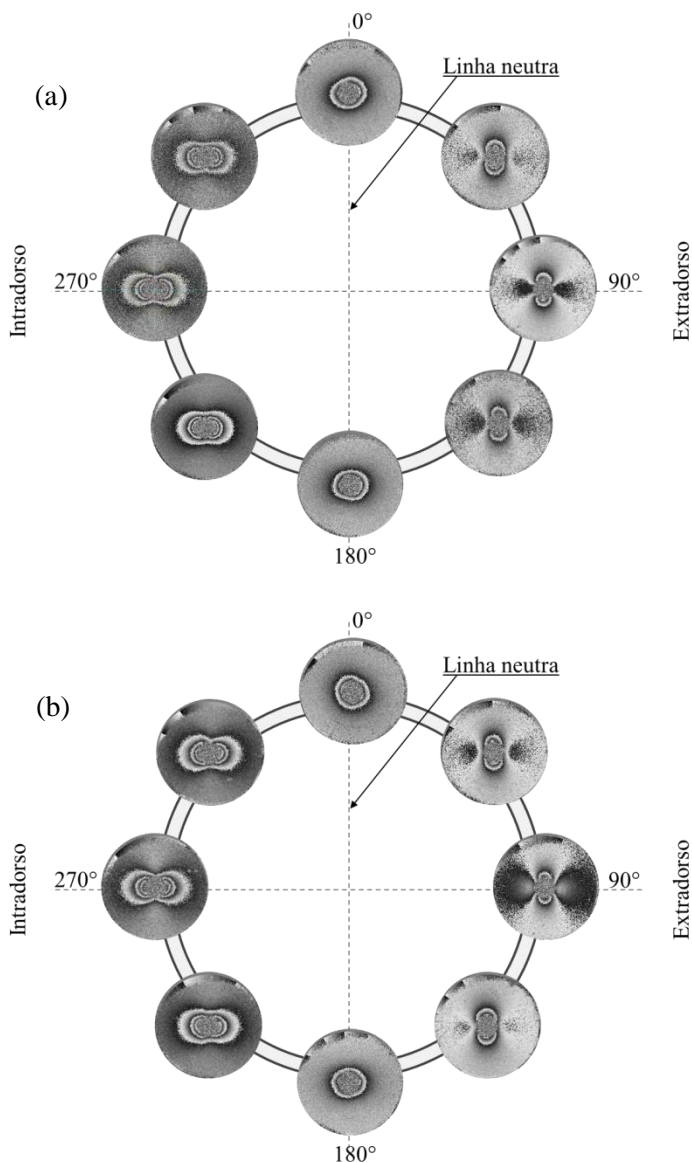


Figura B1 – Mapas de diferença de fase (para o vigésimo passo) das medições de tensão sob flexão ao longo das seções (a) S4 e (b) S5, Tubo 8.

APÊNDICE C – Distribuição de tensões nas medições sob flexão

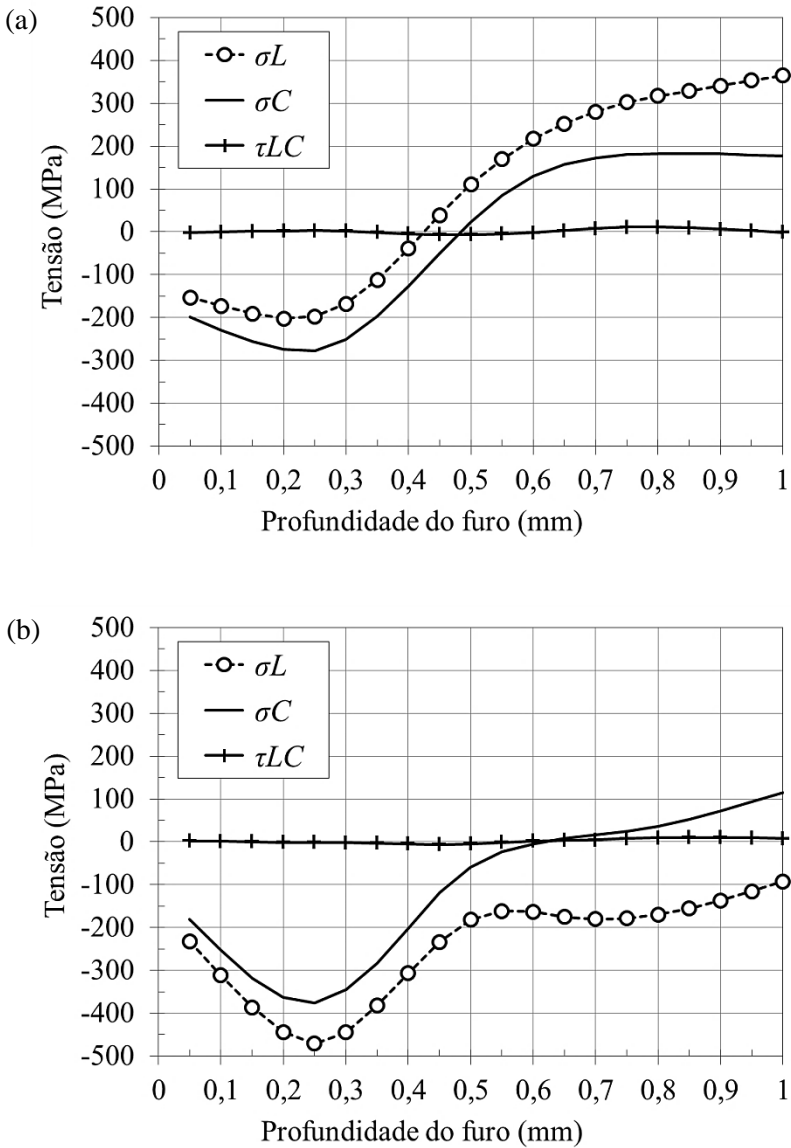


Figura C1 – Distribuição de tensões na posição de medição (a) 90°, extradorso, e (b) 270°, intradorso, da seção S3 do Tubo 8 sob flexão.

APÊNDICE D – Resultados das propostas avaliadas

As tabelas a seguir apresentam os valores medidos e suas incertezas (padrão e expandida) para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra. Estas foram calculadas a partir das tensões longitudinais S_L características determinadas nas propostas apresentadas nesta tese.

a) Resultados das propostas consideradas promissoras:

Tabela D1 – *Proposta 4*: Avaliação na profundidade 0,60 mm.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	196	12	5,0	31	53	3	5,1	8	-4	4	5,0	9
S4	234	13	5,0	33	64	3	5,1	9	2	3	5,0	8
S5	243	14	5,0	36	67	4	5,1	10	4	3	5,0	8

Tabela D2 – *Proposta 9*: Média aritmética do perfil de tensão de 03 passos.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	196	12	5,0	30	53	3	5,1	8	-4	3	5,0	9
S4	234	12	5,0	31	64	3	5,1	8	1	3	5,0	8
S5	242	14	5,0	35	66	4	5,1	10	3	3	5,0	8

Tabela D3 – *Proposta 13*: Média ponderada com 03 passos de furação.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	195	12	5,1	30	53	3	5,1	8	-4	4	5,0	9
S4	234	11	5,0	29	64	3	5,1	8	1	3	5,0	7
S5	242	14	5,0	35	66	4	5,1	10	3	3	5,0	8

Tabela D4 – *Proposta 17*: Média ponderada de 03 passos de furação – ASTM.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	195	12	5,1	30	53	3	5,1	8	-4	4	5,0	9
S4	233	11	5,0	29	64	3	5,1	8	1	3	5,0	7
S5	242	14	5,0	36	66	4	5,1	10	3	3	5,0	8

b) Resultados das propostas consideradas razoáveis:

Tabela D5 – *Proposta 2*: Avaliação na profundidade 0,50 mm.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	171	22	5,1	57	46	6	5,1	16	-6	8	5,1	20
S4	213	24	5,0	61	58	6	5,0	17	-3	6	5,0	17
S5	238	21	5,0	53	65	6	5,0	14	3	5	5,0	13

Tabela D6 – *Proposta 3*: Avaliação na profundidade 0,55 mm.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	180	17	5,1	43	49	5	5,1	12	-5	5	5,1	14
S4	222	11	5,0	29	61	3	5,1	8	0	3	5,0	8
S5	241	16	5,0	41	66	4	5,1	11	4	4	5,0	10

Tabela D7 – *Proposta 5*: Avaliação na profundidade 0,65 mm.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	212	14	5,0	35	58	4	5,1	10	-3	4	5,0	10
S4	248	23	5,0	60	68	6	5,0	16	1	6	5,0	14
S5	243	14	5,0	35	66	4	5,0	10	3	3	5,0	8

Tabela D8 – *Proposta 6*: Média aritmética do perfil de tensão de 20 passos.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	178	11	5,1	29	48	3	5,2	8	-5	4	5,1	10
S4	220	6	5,1	16	60	2	5,3	4	-5	2	5,1	4
S5	212	14	5,0	35	58	4	5,0	10	-2	4	5,0	10

Tabela D9 – *Proposta 7*: Média aritmética do perfil de tensão de 13 passos.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	183	7	5,0	18	50	2	5,2	5	-4	2	5,0	6
S4	215	8	5,0	20	59	2	5,2	5	-3	2	5,0	5
S5	220	11	5,0	30	60	3	5,0	8	3	3	5,0	8

c) Resultados das propostas consideradas inválidas:Tabela D10 – *Proposta 1*: Tensão uniforme até a profundidade de 1 mm

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	137	8	5,0	21	37	2	5,1	6	-2	3	5,0	9
S4	168	14	5,0	35	46	4	5,1	10	-2	5	5,0	12
S5	179	9	5,0	23	49	2	5,0	6	1	3	5,0	7

Tabela D11 – *Proposta 8*: Média aritmética do perfil de tensão de 08 passos.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	165	8	5,0	20	45	2	5,2	6	-4	3	5,0	7
S4	199	9	5,0	23	54	2	5,1	6	-2	3	5,0	7
S5	209	11	5,0	27	57	3	5,0	7	3	3	5,0	7

Tabela D12 – *Proposta 10*: Média ponderada com 20 passos de furação.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	151	7	5,0	19	41	2	5,1	5	-3	3	5,0	7
S4	186	11	5,0	29	51	3	5,1	8	-3	4	5,0	9
S5	193	10	5,0	27	53	3	5,0	7	1	3	5,0	8

Tabela D13 – *Proposta 11*: Média ponderada com 13 passos de furação.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	169	11	5,0	28	46	3	5,1	8	-3	4	5,0	10
S4	196	15	5,1	40	54	4	5,1	11	-5	5	5,1	12
S5	208	14	5,0	36	57	4	5,0	10	2	4	5,0	10

Tabela D14 – *Proposta 12*: Média ponderada com 08 passos de furação.

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	140	10	5,0	25	38	3	5,1	7	-3	4	5,0	10
S4	174	15	5,0	38	47	4	5,1	10	-3	5	5,0	13

S5 187 10 5,0 26 51 3 5,0 7 3 3 5,0 8

Tabela D15 – *Proposta 14*: Média ponderada com 20 passos de furação - ASTM

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	150	7	5,0	17	41	2	5,2	5	-3	3	5,0	7
S4	188	12	5,0	31	51	3	5,1	9	-3	4	5,0	10
S5	195	11	5,0	27	53	3	5,0	8	1	3	5,0	8

Tabela D16 – *Proposta 15*: Média ponderada com 13 passos de furação - ASTM

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	169	11	5,0	28	46	3	5,1	8	-3	4	5,0	10
S4	197	16	5,1	41	54	4	5,1	11	-5	5	5,1	12
S5	209	14	5,0	36	57	4	5,0	10	2	4	5,0	10

Tabela D17 – *Proposta 16*: Média ponderada com 08 passos de furação - ASTM

Seção	S_{flex} (MPa)				M (kN·m)				θ_{LN} (°)			
	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U	VM	u	v_{ef}	U
S3	144	9	5,0	23	39	2	5,1	6	-3	4	5,0	9
S4	179	14	5,0	36	49	4	5,1	10	-3	5	5,0	12
S5	191	10	5,0	26	52	3	5,0	7	3	3	5,0	8

APÊNDICE E – Resultados das tensões mecânicas medidas em campo

- a) Resumo das tensões obtidas nas seções S1 e S3 por intermédio das Propostas 4 e 6, antes e após a sequência de compensações.

Tabela E1 – Resumo dos resultados adquiridos na seção S1, utilizando as Propostas 4 e 6.

Seção S1 – <i>Proposta 4</i>					
Posição angular	Tensões Combinadas		Compensando a Pressão Interna		Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)
0°	146,2	123,8	115,2	20,5	94,9
72°	109,2	106,7	78,3	3,5	57,9
144°	187,2	158,7	156,2	55,4	135,9
216°	135,9	136,5	104,9	33,3	84,6
288°	88,4	92,2	57,4	-11,1	37,1
Média				20,3	

Seção S1 – <i>Proposta 6</i>					
Posição angular	Tensões Combinadas		Compensando a Pressão Interna		Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)
0°	47,3	35,3	16,3	-67,9	71,7
72°	20,8	23,3	-10,2	-79,9	45,1
144°	87,9	56,4	56,9	-46,8	112,2
216°	81,6	80,1	50,6	-23,1	106,0
288°	37,0	44,3	6,0	-58,9	61,4
Média				-55,4	

Tabela E2 – Resumo dos resultados adquiridos na seção S3, utilizando as Propostas 4 e 6.

Seção S3 – *Proposta 4*

Posição angular	Tensões Combinadas		Compensando a Pressão Interna		Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)
0°	181,3	183,9	146,1	66,5	121,2
72°	103,4	166,0	68,2	48,7	43,3
144°	243,6	140,7	208,4	23,4	183,5
216°	78,5	80,7	43,3	-36,6	18,4
288°	120,8	139,8	85,6	22,4	60,7
Média				24,9	

Seção S3 – *Proposta 6*

Posição angular	Tensões Combinadas		Compensando a Pressão Interna		Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)	S_c (MPa)	S_L (MPa)
0°	98,1	101,0	62,9	-16,3	112,9
72°	23,9	65,3	-11,3	-52,1	38,7
144°	122,0	46,2	86,8	-71,2	136,8
216°	72,8	68,7	37,6	-48,6	87,6
288°	34,7	55,5	-0,5	-61,8	49,5
Média				-50,0	

- b) Resumo dos valores estimados no carregamento externo atuante nas seções S1 e S3. Valores calculados por intermédio das Propostas 4 e 6, antes e após a sequência de compensações.

Tabela E3 – Resumo dos valores estimados do carregamento externo atuante na seção S1 após compensações.

Seção S1 – <i>Proposta 4</i>			
Parâmetros	Tensões Combinadas	Compensando a Pressão Interna	Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
S_{flex} (MPa)	$29,5 \pm 26,5$	$29,5 \pm 26,5$	$29,5 \pm 26,5$
$\theta_{S_{max}}$ (°)	$137,3 \pm 51,4$	$137,3 \pm 51,4$	$137,3 \pm 51,4$
M (kN·m)	$17,7 \pm 15,9$	$17,7 \pm 15,9$	$17,7 \pm 15,9$
F (kN)	1040 ± 148	799 ± 147	640 ± 147
θ_{LN} (°)	$47,3 \pm 51,4$	$47,3 \pm 51,4$	$47,3 \pm 51,4$
S_L^{med} (MPa)	$133,4 \pm 18,7$	$102,4 \pm 18,7$	$82,1 \pm 18,7$

Seção S1 – <i>Proposta 6</i>			
Parâmetros	Tensões Combinadas	Compensando a Pressão Interna	Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
S_{flex} (MPa)	$29,2 \pm 15,6$	$29,2 \pm 15,6$	$29,2 \pm 15,6$
$\theta_{S_{max}}$ (°)	$-170,7 \pm 30,7$	$-170,7 \pm 30,7$	$-170,7 \pm 30,7$
M (kN·m)	$17,5 \pm 9,4$	$17,5 \pm 9,4$	$17,5 \pm 9,4$
F (kN)	428 ± 87	187 ± 86	619 ± 88
θ_{LN} (°)	$-80,7 \pm 30,7$	$-80,7 \pm 30,7$	$-80,7 \pm 30,7$
S_L^{med} (MPa)	$54,9 \pm 11,0$	$23,9 \pm 11,0$	$79,3 \pm 11,0$

Tabela E4 – Resumo dos valores estimados do carregamento externo atuante na seção S3 após compensações.

Seção S3 – <i>Proposta 4</i>			
Parâmetros	Tensões Combinadas	Compensando a Pressão Interna	Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
S_{flex} (MPa)	32,5 ± 55,0	32,5 ± 55,0	32,5 ± 55,0
$\theta_{S\max}$ (°)	97,1 ± 97,2	97,1 ± 97,2	97,1 ± 97,2
M (kN·m)	19,7 ± 33,4	19,7 ± 33,4	19,7 ± 33,4
F (kN)	1146 ± 308	869 ± 307	673 ± 307
θ_{LN} (°)	7,1 ± 97,2	7,1 ± 97,2	7,1 ± 97,2
S_L^{med} (MPa)	145,5 ± 38,9	110,3 ± 38,9	85,4 ± 38,9

Seção S3 – <i>Proposta 6</i>			
Parâmetros	Tensões Combinadas	Compensando a Pressão Interna	Compensando a Pressão Interna e a Tensão Residual
S_{flex} (MPa)	18,2 ± 34,8	18,2 ± 34,8	18,2 ± 34,8
$\theta_{S\max}$ (°)	155,8 ± 109,6	155,8 ± 109,6	155,8 ± 109,6
M (kN·m)	11,0 ± 21,1	11,0 ± 21,1	11,0 ± 21,1
F (kN)	554 ± 194	276 ± 194	670 ± 194
θ_{LN} (°)	65,8 ± 109,6	65,8 ± 109,6	65,8 ± 109,6
S_L^{med} (MPa)	70,3 ± 24,6	35,1 ± 24,6	85,1 ± 24,6

APÊNDICE F – Cálculos analíticos

a) Modelo elástico clássico de viga em balanço (HIBBELER, 2009).

Momento fletor calculado por:

$$M = \frac{P \cdot x^2}{2}$$

onde P é a carga uniformemente distribuída (considerando a massa linear nominal do tubo igual a 61,7 kg/m e a conversão para N/m) e x corresponde a posição da seção S2 em relação à extremidade da viga (no caso, seção S1).

$$M = \frac{P \cdot x^2}{2} = \frac{604,7 \text{ N/m} \cdot (7,2 \text{ m})^2}{2} = 15673,8 \text{ N.m}$$

Tensão de flexão calculada pela Eq. 9 e a inércia pela Eq. 8:

$$S_{flex} = \frac{M R}{I} = \frac{15673,8 \text{ N.m} \cdot 0,1619 \text{ m}}{97,9 \times 10^{-6} \text{ m}^4} = 25,9 \text{ MPa}$$

b) Afastamento longitudinal devido ao seccionamento do duto.

Área calculada pela Eq. 11, aplicada na Eq. 10:

$$S = \frac{F}{A} = \frac{736000 \text{ N}}{7,8 \times 10^{-3} \text{ m}^2} = 94,4 \text{ MPa}$$

Aplicando a Lei de *Hooke* (para E = 210 GPa) e estimando a variação de deslocamento:

$$S_L = E \cdot \varepsilon \Rightarrow \varepsilon = \frac{94,4 \text{ MPa}}{2100000 \text{ MPa}} = 4,5 \times 10^{-4}$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L} \Rightarrow \Delta L = 4,5 \times 10^{-4} \cdot 11000 \text{ mm} = 4,9 \text{ mm}$$

ANEXO A – Derivadas parciais

Derivadas parciais apresentadas por Pacheco (2014) para o cálculo do intervalo de confiança:

a) Tensão de flexão máxima, $S^{flex} = \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}$

$$\frac{\partial S^{flex}}{\partial \beta_1} = \frac{\beta_1}{\sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}}$$

$$\frac{\partial S^{flex}}{\partial \beta_2} = \frac{\beta_2}{\sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}}$$

b) Ângulo de orientação da tensão máxima, $\theta_{Smax} = \text{tg}^{-1}\left(\frac{\beta_2}{\beta_1}\right)$

$$\frac{\partial \theta_{Smax}}{\partial \beta_1} = \frac{\beta_2}{\beta_1^2 + \beta_2^2}$$

$$\frac{\partial \theta_{Smax}}{\partial \beta_2} = -\frac{\beta_1}{\beta_1^2 + \beta_2^2}$$

c) Momento fletor, $M = \frac{\pi \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} (R^4 - (R-e)^4)}{4 R}$

$$\frac{\partial M}{\partial \beta_1} = \frac{\pi \beta_1 (R^4 - (R-e)^4)}{4 R \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}}$$

$$\frac{\partial M}{\partial \beta_2} = \frac{\pi \beta_2 (R^4 - (R-e)^4)}{4 R \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}}$$

$$\frac{\partial M}{\partial R} = \frac{\pi t \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} (8 R^3 - 6 R^2 e + e^3)}{4 R^2}$$

$$\frac{\partial M}{\partial e} = \frac{\pi \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} (R-e)^3}{R}$$

d) Carregamento axial, $F_x = \pi \beta_0 (2 R e - e^2)$

$$\frac{\partial F}{\partial \beta_0} = \pi (2 R e - e^2)$$

$$\frac{\partial F}{\partial R} = 2 \pi \beta_0 e$$

$$\frac{\partial F}{\partial e} = 2 \pi \beta_0 (R - e)$$

e) Momento fletor teórico em uma seção S_x , $M_{S_x} = \frac{P L_x L_p}{L}$

$$\frac{\partial M_{S_x}}{\partial P} = \frac{L_x L_p}{L}$$

$$\frac{\partial M_{S_x}}{\partial L_p} = \frac{P L_x}{L}$$

$$\frac{\partial M_{S_x}}{\partial L_x} = \frac{P L_p}{L}$$

$$\frac{\partial M_{S_x}}{\partial L} = \frac{P L_x L_p}{L^2}$$

ANEXO B – Diagrama de momento fletor e distribuição de tensão de flexão a cada incremento de furação

Análise utilizando a tensão longitudinal a cada incremento de furação como variável no cálculo das grandezas atuantes em um padrão de flexão (PACHECO, 2014):

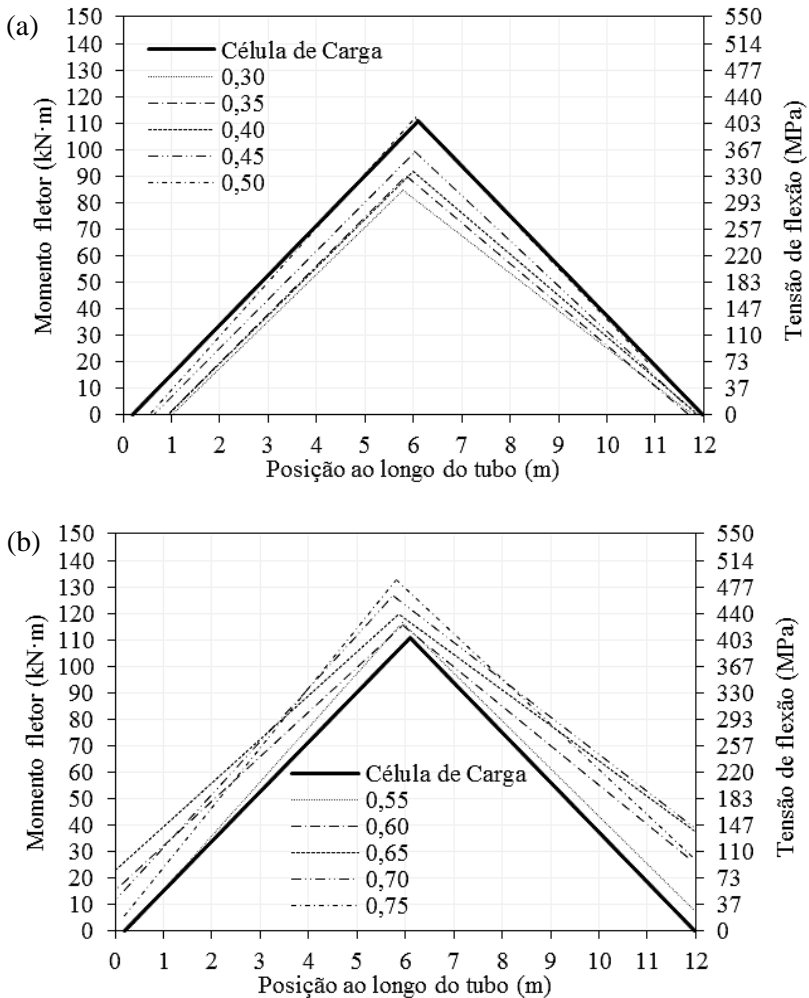


Figura 1B – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão. Procedimento Não Uniforme. Avaliação Passo a Passo entre as profundidades (a) 0,30 a 0,50 mm e (b) 0,55 a 0,75 mm. Fonte: Pacheco (2014).

ANEXO C – Certificado de calibração da célula de carga

Laboratório de FORÇA


Certi

Certificado de Calibração

Data da Calibração: 19/07/13

n. 3412/13

Data da Emissão: 19/07/13

Página: 1 de 2

1. CONTRATANTE: UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
Conjunto Universitário, s/n - FLORIANÓPOLIS - SC

2. SOLICITANTE: O mesmo

3. DINAMÔMETRO ELETRÔNICO CALIBRADO

<p>3.1 Transdutor de Força</p> <p>3.2 Sistema de Indicação: Mostrador Digital</p> <p>Tipo de Carregamento: Compressão</p> <p>n. Série (fabricante): Não consta</p> <p>n. Série (fabricante): 20130652</p> <p>n. Identificação (solicitante): Não consta</p> <p>n. Identificação (solicitante): 237020</p> <p>Resolução: 0,001 mV/V</p> <p>Intervalo de Indicação: 0 a 50000 N</p> <p>Fator de Ajuste: Não Consta</p>	
--	--

4. PADRÃO UTILIZADO (SMP):

Identific.	Padrão	Certificados	Órgão	Data	Validade	Classe
RC 3005	Dinamômetro Eletrônico	124125	CETEC-MG	14/03/12	03/14	0

5. PROCEDIMENTO DE CALIBRAÇÃO:

PC-155

O dinamômetro eletrônico a calibrar foi montado em série com o dinamômetro eletrônico do SM Padrão, simulando a condição normal de trabalho do mesmo, sendo os valores de força pré-estabelecidos referenciados no indicador do SMC, realizando-se as leituras (3 ciclos de medição) no sistema de indicação do SMP.

Observações:

A incerteza expandida de medição relatada é declarada como a incerteza padrão de medição (U) multiplicada pelo fator de abrangência k , o qual para uma distribuição t com graus de liberdade efetivos ν_{eff} corresponde a uma probabilidade de abrangência de aproximadamente 95%. A incerteza padrão de medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02 (1999). Os valores de k e ν_{eff} são apresentadas na tabela de resultados.

Correção = $-(\text{Valor Medido no SMC} - \text{Valor Nominal do SMP})$. O valor da correção deverá sempre ser somado algebricamente à força calculada pela equação do SMC.

As indicações em unidade de força do dinamômetro eletrônico calibrado foram calculadas através da equação característica de resposta apresentada na página 02/02.

Condições Ambientais Durante a Calibração
Temperatura: 21 +/- 1 °C

O resultado deste certificado refere-se exclusivamente ao instrumento submetido à calibração, nas condições específicas, não sendo extensivo a quaisquer lotes. Esta calibração não mantém o instrumento de controle de manufatura estabelecido na Regulamentação Metrological. A CERTI autoriza a reprodução deste certificado, desde que qualquer cópia sempre apresente sua contida integral.

Fundação Centro de Referência em Tecnologias Inovadoras - CERTI

Campus da Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC

Seitor C
CEP: 65040-970
Florianópolis - SC
Caixa Postal 5053

Tel.: +48 3239 2121
Fax: +48 3239 2119
metrologia@certi.org.br
www.certi.org.br

Fundação CERTI
CNPJ 78.626.363/0001-24
Insc. Est. 251.378.241
Insc. Mun. 50.111-5



Laboratório de FORÇA

Certificado de Calibração

Data da Calibração: 19/07/13

Data da Emissão: 19/07/13

n. 3412/13

Página: 2 de 2

6. RESULTADOS

TABELA DE RESULTADOS						
Valor	Valor Medido	Correção	U	K	V_{ref}	
Nominal	SMC					
SMP [N]	[mV/V]	[N]	[N]	[N]		
5002	-0,205	5001	1	62	2,15	18
15000	-0,618	14998	2	50	2,02	128
20000	-0,824	20015	-15	73	2,28	10
24999	-1,029	24986	13	78	2,01	307
29999	-1,235	29997	2	80	2,01	258
34999	-1,441	35000	-1	53	2,02	146
44998	-1,854	45004	-0	72	2,07	38
49998	-2,060	49994	4	70	2,07	36

Equação Característica de Resposta:

$$F = a \cdot X^2 + b \cdot X + c \cdot X^2 + d \cdot X$$

F: Força aplicada ao instrumento calibrado [N]

X: Leitura no instrumento calibrado [mV/V]

a=	3,2721664E+01
b=	-2,4176961E+04
c=	1,0212051E+02
d=	3,0687122E+01

Everton Idalício Caetano
Responsável pela Calibração

Everton Idalício Caetano
Técnico Metrologista

O resultado deste certificado refere-se exclusivamente aos instrumentos submetidos à calibração, nas condições especificadas, não sendo estendido a quaisquer outros. Esta calibração não garante o instrumento ao controle metroológico estabelecido na regulamentação metroológica. A CDDI sustenta a responsabilidade deste certificado, desde que o usuário o utilize sempre sob seu controle integral.

Fundação Centro de Referência em Tecnologias Inovadoras - CERTI

Campus da Universidade Federal de
Santa Catarina - UFSC

Sector C
CEP: 88040-970
Florianópolis - SC
Caixa Postal 3053

Tel.: +48 3239 2121
Fax: +48 3239 2119
metrologia@certi.org.br
www.certi.org.br

Fundação CERTI
CNPJ 78.626.363/0001-24
Insc. Est. 251.378.241
Insc. Mun. 50.151-5